

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

CARACTÉRISATION D'UNE MACHINE OUTIL À SYSTÈME
D'ENTRAÎNEMENT PAR MOTEURS LINÉAIRES DURANT LE
FRAISAGE ORBITAL À HAUTES VITESSES D'ALLIAGES LÉGERS

MICHAEL ZERVOUDIS
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
AOÛT 2005



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-494-16869-1

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-494-16869-1

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.


Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

CARACTÉRISATION D'UNE MACHINE OUTIL À SYSTÈME
D'ENTRAÎNEMENT PAR MOTEURS LINÉAIRES DURANT LE
FRAISAGE ORBITAL À HAUTES VITESSES D'ALLIAGES LÉGERS

présenté par: ZERVOUDIS Michael

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de:

M. BARON Luc, Ph.D., président

M. BALAZINSKI Marek, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. MAYER René, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. SONGMENE Victor, Ph.D., membre

Remerciements

En premier lieu, j'aimerais remercier l'École Polytechnique de Montréal ainsi que mon directeur M. Marek Balazinski et mon co-directeur M. René Mayer pour leur support professionnel et moral, leur patience et leur disponibilité. Deuxièmement, le CRIAQ (Consortium de recherche et d'innovation en aérospatial au Québec) pour avoir donné naissance à ce projet et pour l'avoir financé. Troisièmement, PWC (Pratt & Whitney Canada) pour son support et pour avoir mis à ma disposition ses ressources matérielles et humaines. Plus précisément, j'aimerais remercier Dr. Serafettin Engin de PWC pour sa disponibilité, sa patience et pour sa participation active à mon projet : je considère qu'il est allé au-delà de ses responsabilités envers le projet et moi. Quatrièmement, j'aimerais remercier le Professeur Krzysztof Jemelniak de l'Université de Varsovie pour m'avoir aidé à définir clairement mon projet et à l'avoir démarrer.

Mes remerciements vont aussi à toute l'équipe du LRFV, soit Mélissa Côté, Yan Boutin, Guy Gironne, Louida Laliberté, François Ménard et Clément Bisson, pour leur disponibilité, pour avoir partagé leurs connaissances avec moi et avoir rendu mon travail dans le laboratoire agréable. Ensuite, j'aimerais remercier Guy Létourneau pour son aide au niveau professionnel et pour sa disponibilité : il a été une oreille attentive tout au long de la réalisation de mon projet et il m'a toujours bien conseillé. Guy Létourneau est une autre personne que je considère qu'il est allé au-delà de ses responsabilités envers le projet et moi.

Mes remerciements vont à Geneviève pour avoir pris le temps de lire mon mémoire ainsi que d'avoir corrigé mes fautes de français. J'aimerais aussi remercier mes collègues du département, soit Vincent, Amine, Amir et Tevfik, pour avoir permis un échange d'information intéressant, avoir été attentifs à mes divers problèmes et pour m'avoir permis d'apprécier mieux mon séjour à l'École Polytechnique. Finalement, j'aimerais

remercier ma famille et mes amis pour avoir écouté mes lamentations et pour m'avoir permis de bien me changer les idées.

Résumé

Actuellement, l'usinage des alésages à grande précision est effectué par barre à aléser puisque le fraisage orbital sur les MOCN traditionnelles (à système d'entraînement par vis à billes) ne permet pas d'obtenir la précision désirée. Malheureusement, la barre à aléser ne permet pas l'usinage de plusieurs diamètres et elle ne peut pas être utilisée à des vitesses d'avance élevées pour éviter un mauvais enlèvement de matière.

L'objectif de ce mémoire est donc de caractériser une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires durant du fraisage orbital à hautes vitesses d'alliages légers pour savoir si la précision obtenue suite à ce procédé permet de remplacer l'usinage des alésages avec la barre à aléser par le fraisage orbital. Si la précision est acceptable, un seul outil pourrait être utilisé pour usiner une multitude d'alésages, avec des diamètres différents, par fraisage orbital à hautes vitesses pour les alliages légers. Il y aurait donc une diminution considérable du temps d'usinage ainsi que de l'inventaire d'outils et il y aurait seulement un changement d'outil. Pour ce faire, la performance d'une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires durant le fraisage orbital d'alliages légers à hautes vitesses a été comparée à celle d'une MOCN à système d'entraînement par vis à billes durant le fraisage orbital d'alliages légers à hautes vitesses.

Suite à la détermination expérimentale des coefficients de coupe, le comportement vibratoire des deux MOCN étudiées a été analysé. Pour les deux MOCN, les lobes de stabilité pour les conditions de coupe prédéterminées ont été simulés et l'origine des modes mesurés a été déterminée. Les erreurs de poursuite des deux MOCN durant des interpolations circulaires ont été analysées à travers trois types de tests de circularité : des tests à vide, des tests d'usinage et des tests circulaires à partir de la position servo. Finalement, l'alésage par fraisage orbital a été comparé à l'alésage par barre à aléser sur les deux MOCN pour voir s'il est possible d'obtenir la même qualité d'alésage avec les deux procédés.

Le Chapitre 1 explique, développe et analyse les modèles et les concepts utilisés pour la caractérisation des MOCN. Le Chapitre 2 décrit l'équipement expérimental et explique le protocole expérimental utilisé durant les tests. Le Chapitre 3 explique l'analyse des résultats et discute de ces résultats.

À partir de ces tests, il est possible de conclure qu'il y a une diminution considérable des erreurs de poursuite (durant une interpolation circulaire) pour une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires comparativement à une MOCN à système d'entraînement par vis à billes. Le défaut de circularité obtenu pour une interpolation circulaire sur une MOCN à système d'entraînement par vis à billes augmente avec l'accélération des axes de la MOCN, donc avec la vitesse de ces axes. À l'opposé, ce défaut n'augmente presque pas avec l'accélération des axes pour une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires. Le défaut de circularité pour cette MOCN a un comportement asymptotique pour des accélérations élevées, donc des vitesses élevées. De plus, les principales erreurs pour une MOCN à système d'entraînement par vis à billes sont les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements qui sont provoqués par les forces de friction générées par les composants du système d'entraînement. Du côté de la MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires, les erreurs sont à part égale attribuables au système de servocommande et à la structure mécanique de la MOCN pour des faibles accélérations. Pour des accélérations élevées, les erreurs prédominantes proviennent majoritairement du système de servocommande. La structure mécanique de la MOCN permet une meilleure performance pour des accélérations élevées.

Finalement, suite aux tests comparatifs des alésages par barre à aléser et par fraisage orbital à hautes vitesses, il est possible de conclure qu'une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires permet d'obtenir les mêmes défauts de circularité pour les deux types d'alésages. De l'autre côté, la MOCN à système d'entraînement par

vis à billes ne permet pas d'obtenir les mêmes défauts de circularité pour les deux types d'alésages : les défauts de circularité obtenus pour l'alésage par fraisage orbital sont beaucoup plus grands que ceux obtenus pour l'alésage par barre à aléser.

Abstract

In most cases, high precision bores are machined with boring bars since the precision obtained through orbital milling on traditional CNC machine-tools (ball screw) is not within specified tolerances. A boring bar can only machine one diameter thus having to use different boring bars for different diameters. Furthermore, a low machining feed has to be applied for a boring bar to avoid poor material removal.

The specific goal of this project is the characterization of a linear motor drive CNC machine-tool during high speed orbital milling of light alloys. This characterization is conducted to determine whether the precision of this machining process is similar to the one obtained with boring bars, thus allowing boring bars to be replaced with orbital milling. This means that it would be possible to machine a multitude of bores (with different diameters) with a single tool through high speed orbital milling. Machining time and tool inventory would be considerably reduced and only a single tool change would be needed. To reach this goal, the behaviour of a linear motor drive CNC machine-tool during high speed orbital milling of light alloys is compared to the behaviour of a ball screw CNC machine-tool during high speed orbital milling of light alloys.

Experimental cutting coefficients were determined. Afterwards, the transfer functions of both CNC machine-tools were measured. From these cutting coefficients, transfer functions and the predetermined cutting parameters, the stability lobes were simulated for both machines. A mode shape analysis was also conducted from the measured transfer functions to determine the origin of the measured modes. Using three types of circular tests, contouring errors were determined for both machines during high speed circular interpolations. The circular tests used were dry run tests, machining tests and servo position error tests. Bores machined through orbital milling were compared to bores machined with a boring bar to determine if the same precision can be obtained from both processes.

Chapter 1 explains, develops and analyses the models used to characterize the CNC machine-tools. Chapter 2 describes the experimental equipments and methodology used for the experiments. Chapter 3 explains and analyses the experimental results.

From these results, it was established that contouring errors obtained during circular interpolations with a linear motor drive CNC machine-tool are considerably smaller than the ones obtained with the ball screw CNC machine-tool. Circular deviation grows with the axes acceleration, thus the feed, for a ball screw CNC machine-tool. On the other hand, it does not vary much for the linear motor drive CNC machine-tool and seems to converge at high accelerations, thus high feeds. Reversal spikes and backlash are the most important errors obtained for the ball drive CNC machine-tool. These errors are the results of friction forces generated by the ball screw components. For the linear motor drive CNC machine-tool at high accelerations, most of the errors come from the servo control system. As for the mechanical structure of the machine-tool, it performs better at high accelerations

For light alloys, it was also established that the precision obtained for bores machined through high speed orbital milling is similar to the one obtained for bores machined with a boring bar when using a linear motor drive CNC machine-tool. This is not the case for a ball screw CNC machine-tool: the circular deviations obtained for bores machined through orbital milling is considerably higher than the one obtained for bores machined with a boring bar.

Table des matières

Remerciements	IV
Résumé	VI
Abstract	IX
Table des matières.....	XI
Liste des tableaux.....	XIII
Liste des figures	XV
Liste des sigles et abréviations.....	XXVI
Liste des annexes.....	XXVII
Introduction.....	1
Chapitre 1: Cadre théorique et revue de littérature	6
1.1. Alliages légers : Al 6061-T6	6
1.2. Mécanique de l'usinage.....	7
1.2.1. Le fraisage.....	7
1.2.2. Alésage par barre à aléser sur fraiseuse	13
1.3. Identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage	15
1.4. L'analyse modale expérimentale en fraisage	19
1.4.1. Les vibrations	19
1.4.2. Le broutement	21
1.4.3. Fonction de transfert et lobes de stabilité.....	23
1.5. Systèmes d'entraînement des MOCN	24
1.5.1. Le contrôleur à commande numérique - CCN	26
1.5.2. Les systèmes d'entraînement par vis à billes	27
1.5.3. Les systèmes d'entraînement à moteurs linéaires	28
1.6. Métrologie machine : Tests de circularité.....	30
Chapitre 2: Méthodologie expérimentale.....	32
2.1. Équipements et fonction utilisés	32
2.1.1. Mitsui Seiki HU40-T	32
2.1.2. Mitsui Seiki VL30-5X	35

2.1.3.	KGM 182 de HEIDENHAIN.....	36
2.1.4.	Fonction HPCC (High Precision Control Contouring)	38
2.2.	Protocole expérimental.....	38
2.2.1.	Identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage	39
2.2.2.	L'analyse modale expérimentale en fraisage	42
2.2.3.	Tests de circularité	46
2.2.3.1.	Tests d'usinage.....	47
2.2.3.2.	Tests à vide.....	52
2.2.3.3.	Tests de l'erreur de position servo	54
2.2.4.	Tests comparatifs : barre à aléser vs fraisage orbital	55
2.2.5.	Simulations de forces et de flexion d'outil	59
Chapitre 3:	Analyse des résultats et discussion	60
3.1.	L'identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage.....	60
3.2.	Analyse modale expérimentale en fraisage.....	63
3.2.1.	Simulation des lobes de stabilité.....	66
3.2.2.	Origine des modes mesurés.....	68
3.3.	Les tests de circularité.....	69
3.3.1.	Simulations de forces de coupe, de la flexion de l'outil ainsi que du moment et du couple pour la broche.....	70
3.3.2.	Résultats des tests de circularité.....	72
3.3.2.1.	Les tests à vide et d'usinage.....	73
3.3.2.2.	Les tests d'erreur de position servo.....	96
3.4.	Les tests comparatifs	104
Conclusion	108
Recommandations	110
Bibliographie	111
Annexes	114

Liste des tableaux

Tableau 3-1: Fréquences naturelles mesurées pour le système MOCN / table dynamométrique / brut	61
Tableau 3-2: Coefficients de coupe expérimentales	63
Tableau 3-3: Valeurs simulées des forces de coupe et flexions d'outil maximales	71
Tableau 3-4: Valeurs simulées des couples et puissances maximales de la broche.....	71
Tableau 3-5: Résultats de mesure des tests comparatifs	106
Tableau A-1: Fraise pour les tests d'usinage	114
Tableau A-2: Accéléromètre pour la mesure des fonctions de transfert.....	115
Tableau A-3: Barre à aléser.....	115
Tableau A-4: Plaquette pour la barre à aléser	115
Tableau A-5: Portes outils pour tous les essais avec usinage	116
Tableau A-6: Équipement pour l'identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage.....	117
Tableau A-7: Équipement pour les tests d'usinage circulaires	117
Tableau A-8 : Équipement pour les tests circulaires à vide	118
Tableau A-9: Équipement pour l'analyse modale expérimentale.....	118
Tableau A-10: Équipement pour les tests comparatifs; barre à aléser vs fraisage orbital	119
Tableau A-11 : Paramètres de coupe pour les tests d'usinage	120
Tableau A-12: Paramètres de coupe pour les tests comparatifs (barre à aléser vs fraisage orbital).....	121
Tableau B-1: Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la HU40-T dans la direction X	127
Tableau B-2 : Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la HU40-T dans la direction Y	128

Tableau B-3: Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la VL30-5X dans la direction X	129
Tableau B-4: Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la VL30-5X dans la direction Y	130
Tableau B-5: Accélérations retenues pour l'analyse de la HU40-T	131
Tableau B-6: Accélérations retenues pour l'analyse de la VL30-5X	131

Liste des figures

Figure 1: Problématique étudiée	3
Figure 1.1 : Modèle simplifié du fraisage	8
Figure 1.2: Fraisage en opposition (source : [5])	9
Figure 1.3: Fraisage en avalant (source : [5])	9
Figure 1.4: Modèle de fraise cylindrique (fraise en bout) avec angle d'hélice (source : modifiée à partir de [1])	10
Figure 1.5: Modèle simplifié de l'alésage par barre à aléser	14
Figure 1.6: Exemple de mesure de forces de coupe (source: logiciel CUTPRO).....	17
Figure 1.7: Concept du couplage des modes (source : [17]).....	21
Figure 1.8: Déphasage durant fraisage.....	22
Figure 1.9: Exemple de lobes de stabilité (source: [3])	24
Figure 1.10: Exemple de MOCN verticale trois axes (source : [1])	25
Figure 1.11: Modèle de la structure du CCN	26
Figure 1.12: Modèle de système d'entraînement par vis à billes (source : [1]).....	27
Figure 1.13: Modèle de système d'entraînement à moteur linéaire (source : [9])	29
Figure 1.14: Allure d'un test de circularité à vide (source : [19]).....	30
Figure 2.1: HU40-T.....	33
Figure 2.2: Couple et puissance admissibles pour la HU40-T	34
Figure 2.3: VL30-5X.....	35
Figure 2.4: Couple et puissance admissibles pour la VL30-5X.....	36
Figure 2.5: KGM 182 de HEIDENHAIN	37
Figure 2.6: Montage expérimental pour la mesure de forces.....	39
Figure 2.7: Allure de la fonction de transfert de la table dynamométrique	40
Figure 2.8: Schéma du système outil/pièce (source : [3]).....	42
Figure 2.9: Points d'impact pour l'analyse modale de la VL30-5X	43
Figure 2.10: Points d'impact pour l'analyse modale de la HU40-T	44
Figure 2.11: Montage outil / porte-outil.....	45

Figure 2.12: Pièce utilisée pour les tests d'usinage (les dimensions sont en mm)	48
Figure 2.13: Stratégie d'usinage pour les instances #1 à #4	49
Figure 2.14: Stratégie d'usinage pour l'instance #5	51
Figure 2.15: Concept de l'acquisition de données utilisé pour le KGM 182 de HEIDENHAIN	53
Figure 2.16: Concept de l'acquisition de données utilisé pour la position servo	55
Figure 2.17: Modèle de la pièce usinée sur la HU40-T	57
Figure 2.18: Modèle de la pièce usinée sur la VL30-5X	57
Figure 2.19: Stratégie d'usinage pour le fraisage orbital.....	58
Figure 2.20: Modèle de la simulation du logiciel CUTPRO.....	59
Figure 3.1: Fonction de transfert mesurée du système MOCN / table dynamométrique / brut dans la direction X	61
Figure 3.2: Fonction de transfert mesurée du système MOCN / table dynamométrique / brut dans la direction Y	61
Figure 3.3: Forces moyennes mesurées en fonction de la vitesse d'avance pour les directions X et Y	63
Figure 3.4: Fonction de transfert mesurée pour la HU40-T dans la direction X	64
Figure 3.5: Fonction de transfert mesurée pour la HU40-T dans la direction Y	64
Figure 3.6: Fonction de transfert mesurée pour la VL30-5X dans la direction X	65
Figure 3.7: Fonction de transfert mesurée pour la VL30-5X dans la direction Y	65
Figure 3.8: Lobes de stabilité simulés pour la HU40-T	67
Figure 3.9: Lobes de stabilité simulés pour la VL30-5X.....	67
Figure 3.10: La forme de certains modes, tel que présentés par le logiciel CUTPRO (source : [3]), pour la HU40-T dans la direction X (voir Tableau B-1, Annexe B); (a) est le mode #21, (b) le mode #17 et (c) le mode #12.....	69
Figure 3.11: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min.....	74
Figure 3.12: Résultats des tests d'usinage de l'instance #1	75
Figure 3.13: Résultats des tests d'usinage de l'instance #3	76

Figure 3.14: Résultats des tests d'usinage de l'instance #4	77
Figure 3.15: Résultats des tests d'usinage comparatifs (voir sous-section 2.2.4) pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 2280mm/min (OM3)	78
Figure 3.16: Allure des pics d'inversion (a) et de l'influence du jeu dans les mouvements (b) (source: [19])	80
Figure 3.17: Principe de mesure sur la MMT	81
Figure 3.18: Principe du défaut de circularité.....	83
Figure 3.19: Défaut de forme de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'instance#1 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et les tests d'usinage par <i>CMM</i>)	84
Figure 3.20: Erreur diamétrale de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'instance#1 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et les tests d'usinage par <i>CMM</i>)	85
Figure 3.21: Défaut de forme de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#2 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et les tests d'usinage par <i>CMM</i>)	86
Figure 3.22 : Erreur diamétrale de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#2 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et les tests d'usinage par <i>CMM</i>)	87
Figure 3.23: Défaut de forme des tests d'usinage en fonction de l'accélération pour les instances #1 et #2	88
Figure 3.24: Erreur diamétrale des tests d'usinage en fonction de l'accélération pour les instances #1 et #2	89
Figure 3.25: Défaut de forme de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#3 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et tests d'usinage par <i>CMM</i>).....	90
Figure 3.26: Erreur diamétrale de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#3 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et les tests d'usinage par <i>CMM</i>)	91
Figure 3.27: Défaut de forme pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instances #3 et #5	92
Figure 3.28: Erreur diamétrale pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instance #3 et #5.....	93
Figure 3.29: Défaut de forme pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instances #3 et #4	94

Figure 3.30: Erreur diamétrale pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instance #3 et #4.....	95
Figure 3.31: Défaut de forme pour l'erreur de position servo de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'inst. #1 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et tests de position servo par <i>servo</i>)	97
Figure 3.32: Erreur diamétrale pour l'erreur de position servo de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'inst. #1 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et tests de position servo par <i>servo</i>)	98
Figure 3.33: Défaut de forme pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #2 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et tests de position servo par <i>servo</i>)	99
Figure 3.34: Erreur diamétrale pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #2 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et tests de position servo par <i>servo</i>)	100
Figure 3.35: Défaut de forme pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #3 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et tests de position servo par <i>servo</i>)	101
Figure 3.36: Erreur diamétrale pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #3 (tests à vide indiqués par <i>KGM</i> et tests de position servo par <i>servo</i>)	102
Figure 3.37: : Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo et des tests à vide pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #4)	103
Figure B.1: Schéma du système de repère de la table dynamométrique.....	122
Figure B.2: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil) pour une vitesse d'avance de 0,025 mm/dent.....	123
Figure B.3: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil) pour une vitesse d'avance de 0,035 mm/dent.....	124

Figure B.4: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil) pour une vitesse d'avance de 0,045 mm/dent	124
Figure B.5: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil) pour une vitesse d'avance de 0,055 mm/dent	125
Figure B.6: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil) pour une vitesse d'avance de 0,065 mm/dent	125
Figure B.7 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min	133
Figure B.8: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min	133
Figure B.9: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min	134
Figure B.10: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min	134
Figure B.11: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min	135
Figure B.12 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min	135
Figure B.13 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min	136
Figure B.14 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min	136
Figure B.15 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min	137
Figure B.16 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min	137
Figure B.17 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min	138

Figure B.18 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min	138
Figure B.19 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min	139
Figure B.20 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min	139
Figure B.21 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min	140
Figure B.22: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min	140
Figure B.23 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min	141
Figure B.24 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min	141
Figure B.25: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min	142
Figure B.26: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min	142
Figure B.27: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min	143
Figure B.28: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min	143
Figure B.29: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min	144
Figure B.30: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min	144
Figure B.31: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #1) ..	145

- Figure B.32: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #1) ..146
- Figure B.33: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #1) ..146
- Figure B.34: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #1) ..147
- Figure B.35: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #1) ..147
- Figure B.36: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #1) ..148
- Figure B.37: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #2) ..148
- Figure B.38: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #2) ..149
- Figure B.39: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #2) ..149
- Figure B.40: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #2) ..150
- Figure B.41: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #2) ..150
- Figure B.42: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #2) ..151
- Figure B.43: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #3) ..151
- Figure B.44: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #3) ..152
- Figure B.45: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #3) ..152

Figure B.46: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #3) ..	153
Figure B.47: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #3) ..	153
Figure B.48: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #3) ..	154
Figure B.49: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #4) ..	154
Figure B.50: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #4) ..	155
Figure B.51: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #4) ..	155
Figure B.52: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #4) ..	156
Figure B.53: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #4) ..	156
Figure B.54: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #4) ..	157
Figure B.55: Allure de l'écran du CCN pour l'acquisition de la position servo (CCN Fanuc).....	159
Figure B.56: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1) ..	160
Figure B.57: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1) ..	160
Figure B.58 : Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1) ..	161
Figure B.59: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1) ..	161

Figure B.60: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)	162
Figure B.61: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)	163
Figure B.62: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)	164
Figure B.63: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)	164
Figure B.64: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)	165
Figure B.65: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)	165
Figure B.66: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)	166
Figure B.67: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)	166
Figure B.68: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)	167
Figure B.69: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)	167
Figure B.70: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)	168
Figure B.71: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)	168
Figure B.72: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)	169
Figure B.73: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)	169

Figure B.74: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)	170
Figure B.75: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)	170
Figure B.76: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)	171
Figure B.77: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)	171
Figure B.78: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)	172
Figure B.79: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)	172
Figure B.80: Résultats des tests d'usinage pour la HU40-T par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 1200mm/min (OM1)	173
Figure B.81: Résultats des tests d'usinage pour la HU40-T par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 3600mm/min (OM2)	174
Figure B.82: Résultats des tests d'usinage pour la HU40-T par barre à aléser pour une vitesse d'avance de 165,8mm/min (BB1)	174
Figure B.83: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 1200mm/min (OM1)	175
Figure B.84: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 3600mm/min (OM2)	175
Figure B.85: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 2280mm/min (OM3)	176
Figure B.86: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 4560mm/min (OM4)	176
Figure B.87: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 2280mm/min (OM5)	177

Figure B.88: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 4560mm/min (OM6)	177
Figure B.89: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par barre à aléser pour une vitesse d'avance de 165,8mm/min (BB1)	178

Liste des sigles et abréviations

MOCN	Machine(s) outil(s) à commande numérique
CCN	Contrôleur à commande numérique
CNC	<i>Computer numerical control</i> (en anglais)
MMT	Machine à mesurer tridimensionnelle
KGM	<i>Kreutz Gitter Meßsystem</i> (en allemand); encodeur à grille croisée (en français)
HPCC	<i>High Precision Control Contouring</i> (en anglais)
HU40-T	Mitsui Seiki HU40-T
VL30-5X	Mitsui Seiki VL30-5X

Liste des annexes

Annexe A: Équipements et paramètres de coupes pour les essais expérimentaux...	114
Annexe B: Résultats complémentaires.....	122
B.1. Forces mesurées	122
B.2. Paramètres modaux et origine des modes	126
B.3. Accélérations utilisées pour l'analyse des résultats	131
B.4. Résultats des tests à vide et d'usinage.....	145
B.5. Résultats des tests de position servo et des tests à vide	158
B.6. Résultats des tests comparatifs.....	173

Introduction

Le coût de production est la principale préoccupation des industries. Les industries cherchent effectivement continuellement à réduire ces coûts qui concernent notamment le temps de production, les ressources matérielles, les ressources humaines. Cette préoccupation relative au coût de production s'accompagne de celle relative à la précision qui est un facteur de haute importance dans le secteur de l'aéronautique.

Pour une compagnie comme Pratt & Whitney Canada (PWC) qui se spécialise dans la conception et production de moteurs d'avions et d'hélicoptères, la diminution des coûts de production représente un déficit majeur pour ses multiples projets de recherche et de développement. Plusieurs pièces des moteurs produites par PWC comportent une multitude d'alésages avec différents diamètres. Jusqu'à aujourd'hui, PWC doit se contenter d'usiner ces alésages avec une barre à aléser pour obtenir la précision exigée par le bureau de conception. Leurs pièces sont présentement usinées sur des MOCN à système d'entraînement par vis à billes : les forces de friction générées entre les composants des systèmes d'entraînement par vis à billes sont une importante source d'erreur. Ces forces de friction ne permettent pas l'usinage des alésages par fraisage orbital. Le fraisage orbital consiste à effectuer une interpolation circulaire à travers le mouvement combiné de deux axes linéaires de la MOCN. Conséquemment, durant le fraisage orbital, les forces de friction provenant des composants de la vis à billes des deux axes génèrent des erreurs importantes nuisant ainsi à la précision de l'alésage usiné. À l'opposé, l'usinage des alésages avec une barre à aléser implique seulement la rotation de la broche de la MOCN : il n'y a aucun mouvement des axes durant cet usinage ce qui élimine le problème des forces de friction.

L'usinage avec une barre à aléser est un procédé relativement long : la vitesse d'avance pouvant être appliquée pour la barre à aléser étant en effet plutôt lente pour éviter un mauvais enlèvement de matière. Conséquemment, le temps de production, donc les

coûts de production, est relativement grand pour ce procédé. De plus, les valeurs diamétrales pouvant être usinées avec une barre à aléser sont limitées. Cela implique qu'une différente barre à aléser doit être utilisée pour chaque diamètre. Chaque fois qu'il y a changement d'outil, le temps de production, donc les coûts, augmente considérablement. L'inventaire d'outils est aussi important puisqu'une différente barre à aléser doit être utilisée pour chaque diamètre ce qui augmente aussi les coûts de production.

Aujourd'hui, un nouveau type de MOCN est disponible sur le marché : des MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires. Pour ces MOCN, il n'y a pas de contact entre les composants du système d'entraînement ce qui implique qu'il n'y a pas de forces de friction générées. Théoriquement, ce type de MOCN permettrait l'usinage des alésages par fraisage orbital tout en maintenant une excellente précision. En effet, les erreurs de poursuite générées durant une interpolation circulaire devraient être considérablement plus faibles comparativement au fraisage orbital avec une MOCN à système d'entraînement par vis à billes. Ce qui veut dire qu'un seul outil pourrait être utilisé pour l'usinage d'une multitude d'alésage (avec différents diamètres) si les géométries de l'outil et des alésages le permettent. Il y aurait donc un seul changement d'outil. Pour les alliages légers, les alésages pourraient être usinés à hautes vitesses. Cela représente donc une diminution importante du temps de production et de l'inventaire d'outils résultant en une diminution importante des coûts de production. La Figure 1 est un schéma récapitulatif des deux options décrites pour l'usinage d'alésages.

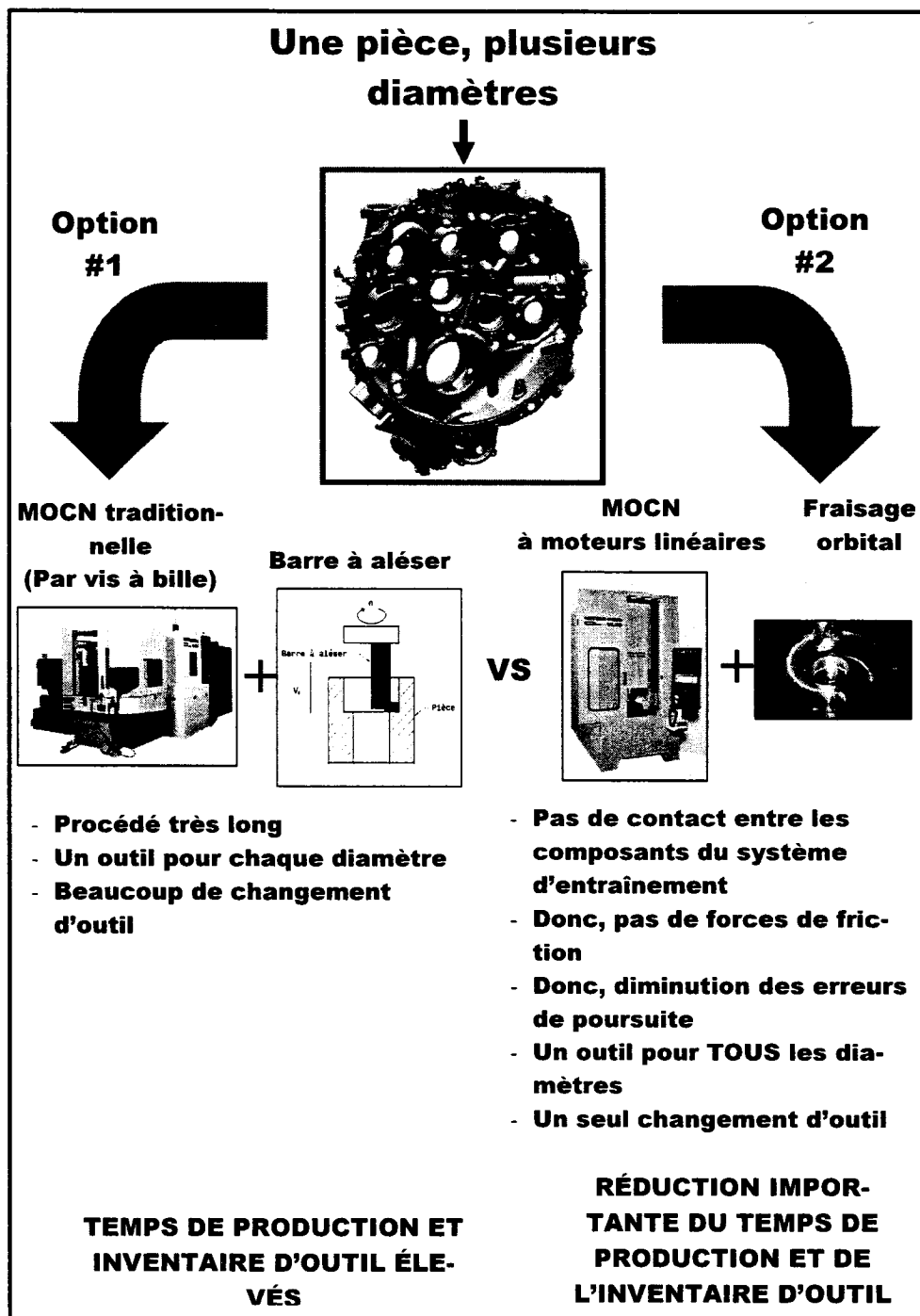


Figure 1: Problématique étudiée

C'est autour de cette idée que le présent mémoire s'articule. Il constitue une étude comparative de l'usinage d'alésages par fraisage orbital sur une MOCN à système

d'entraînement par vis à billes versus celui sur une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires. L'hypothèse de recherche de ce mémoire est la suivante :

- Une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires permet l'usinage des alésages par fraisage orbital à hautes vitesses, pour les alliages légers, tout en conservant la même précision que l'usinage des alésages par barre à aléser.

Pour ce faire, une caractérisation de deux MOCN (une à système d'entraînement par vis à billes, l'autre à système d'entraînement par moteurs linéaires) durant le fraisage orbital d'alliages légers à hautes vitesses sera effectuée.

L'étude du comportement vibratoire des deux MOCN sera effectuée suivie d'une étape de métrologie des MOCN durant une interpolation circulaire à travers des tests dynamiques, soit des tests de circularité. Des tests circulaires à vide et d'usinage seront faits. En outre, les erreurs provenant du système de servocommande des deux MOCN seront déterminées à partir de la position servo (obtenue des contrôleurs des MOCN) représentant un troisième type de test circulaire pour déterminer l'origine de erreurs de poursuite. Ces tests permettent de savoir si les erreurs proviennent des composants mécaniques de la MOCN ou bien du système de servocommande. Finalement, l'usinage d'alésages par barre à aléser et par fraisage orbital seront effectués sur les deux MOCN pour vérifier que le fraisage orbital sur une MOCN à système d'entraînement pas vis à billes ne permet pas l'obtention d'une aussi bonne qualité d'alésages que la barre à aléser et qu'une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires le permet.

Le présent mémoire est structuré comme suit :

- Le Chapitre 1 intitulé Cadre théorique et revue de littérature explique, développe et analyse les modèles et les concepts utilisés pour la caractérisation des MOCN;

- Le Chapitre 2 intitulé Méthodologie expérimentale décrit l'équipement expérimental et explique le protocole expérimental utilisé durant les tests;
- Le Chapitre 3 intitulé Analyse des résultats et discussion, explique l'analyse faites pour les résultats et discute de ces résultats.

En résumé, la problématique et la solution à celle-ci, qui sont à la base de ce mémoire, ont été expliquées dans l'introduction, suivies de l'hypothèse de recherche et d'une brève explication de la structure de ce mémoire.

Chapitre 1: Cadre théorique et revue de littérature

Dans ce chapitre, l'étude des modèles et concepts utilisés pour caractériser, analyser et comparer la performance des systèmes d'entraînement par moteurs linéaires et par vis à billes des machines-outils à commande numérique (MOCN) sera effectuée. L'objectif de cette étude est de synthétiser les modèles utilisés et de faire ressortir les paramètres importants de ces derniers. Le chapitre est divisé en sept sections. En premier lieu, les principales caractéristiques des alliages légers, plus précisément de l'alliage d'aluminium Al6061 – T6 sont étudiées. La deuxième section porte sur la mécanique des deux procédés d'usinage utilisés dans ce projet, soit le fraisage et l'alésage par barre à aléser.

Ensuite, le modèle de l'identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage est expliqué suivi de l'analyse modale expérimentale pour le fraisage. Par la suite, les deux types de systèmes d'entraînement de MOCN étudiés dans ce projet sont expliqués ainsi que le principe de fonctionnement des contrôleurs à commande numérique. La dernière section porte sur la métrologie machine à travers les tests de circularité.

1.1. Alliages légers : Al 6061-T6

Les alliages légers à base d'aluminium ont une faible masse volumique ce qui justifie leur utilisation répandue dans le domaine de l'aéronautique. À des basses températures, leur résistance mécanique augmente sans qu'il y ait une diminution de leur ductilité. La formation d'une mince couche d'oxyde invisible à la surface du matériau lui donne une excellente résistance à la corrosion atmosphérique.

La série 6000 des alliages d'aluminium est un groupe d'alliages ayant une teneur de silicium et de magnésium permettant la formation de Mg_2Si . Le composé Mg_2Si est la cause du durcissement structural de ces alliages. Ils peuvent subir des traitements thermiques

et ils ont une résistance à la corrosion ainsi qu'une bonne formabilité. Leurs propriétés mécaniques sont moyennes par rapport aux autres alliages d'aluminium à durcissement structural. Ils possèdent une bonne soudabilité et une excellente aptitude à la mise en forme à chaud.

La lettre T suivie du chiffre 6 indique le type de traitement thermique. Dans ce cas, le traitement thermique est composé de trois étapes : il y a mise en solution, trempe et un vieillissement accéléré du matériau. Ce traitement thermique est surtout intéressant pour les matériaux qui ne sont pas travaillés à froid suite au traitement thermique.

1.2. Mécanique de l'usinage

Les deux opérations d'usinage utilisées dans ce projet sont l'alésage par fraisage orbital et l'alésage par barre à aléser. La mécanique de ces deux procédés est expliquée brièvement dans les deux sous-sections qui suivent. Dans le cadre de ce projet, l'alésage par barre à aléser est moins approfondi que le fraisage car il est moins important que le fraisage pour cette étude. Les principaux concepts, les difficultés et les limites de ce procédé sont mis en évidence.

1.2.1. Le fraisage

Le fraisage est un procédé d'usinage utilisant un outil tournant (une fraise) ayant généralement plus d'une arête de coupe. Le mouvement de coupe est obtenu par la rotation de l'outil. Le mouvement d'avance est donné soit à la pièce soit à l'outil [5].

La Figure 1.1 illustre un modèle simplifié du fraisage. L'outil est représenté par l'enveloppe qu'il génère, (n) est la vitesse de rotation de la broche exprimée en tr/min, (f) est la vitesse d'avance en mm/min, (a) est la profondeur de coupe axiale et (b) est la profondeur de coupe radiale.

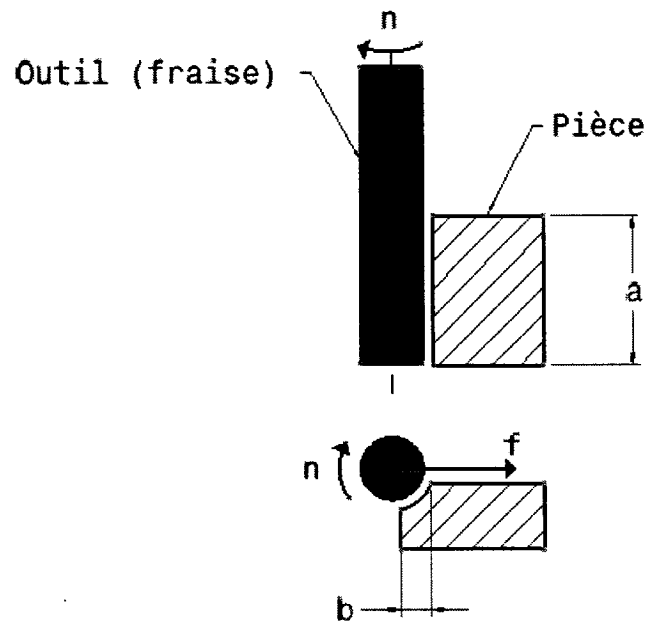


Figure 1.1 : Modèle simplifié du fraisage

Il y a trois principaux types d'opération de fraisage; soit le fraisage en bout, le fraisage en avalant et le fraisage en opposition. Le fraisage en bout est un mode de fraisage utilisant un outil dont les dents sont disposées sur la face perpendiculaire à l'axe de l'outil. L'engagement radial est nettement plus important que l'engagement axial [5]. Le fraisage en opposition est un mode de fraisage pour lequel le sens du vecteur vitesse d'avance (V_f) de la pièce par rapport à l'outil est opposé à celui du vecteur vitesse de coupe (V_c) d'un point de l'outil en contact avec la surface générée (Figure 1.2a). Les vecteurs V_f et V_c sont mesurés dans le repère de l'outil. L'angle ϕ est inférieur à 90° (Figure 1.2b) [5]. Le fraisage en avalant est un mode fraisage pour lequel le sens du vecteur vitesse d'avance (V_f) de la pièce par rapport à l'outil est identique à celui du vecteur vitesse de coupe (V_c) d'un point de l'outil en contact avec la surface générée (Figure 1.3a). L'angle ϕ est supérieur à 90° (Figure 1.3b) [5].

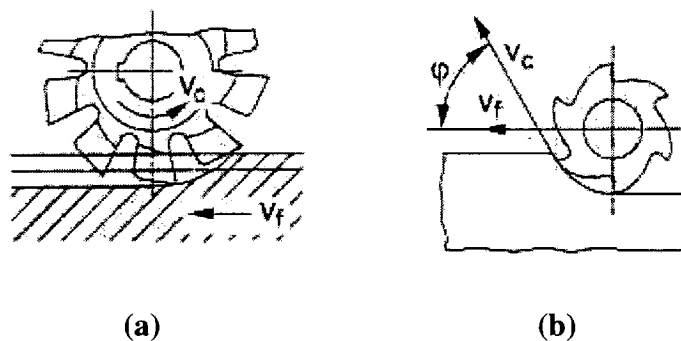


Figure 1.2: Fraisage en opposition (source : [5])

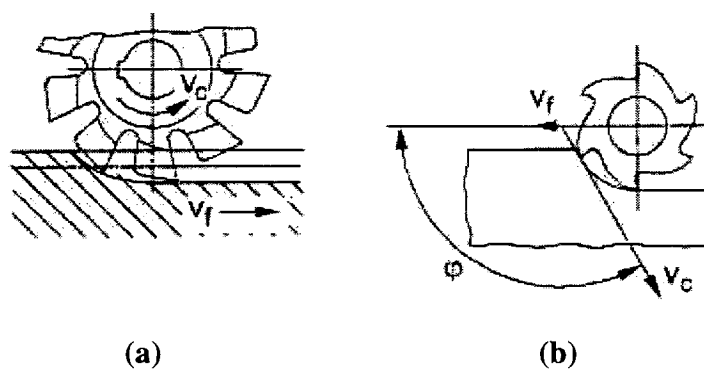


Figure 1.3: Fraisage en avalant (source : [5])

Le mécanisme de coupe varie selon les diverses géométries de fraises qui existent et la complexité de celles-ci. Engin et Altintas [7] ont développé un modèle mathématique général pour la majorité des fraises en bout (Figure 1.4) utilisées actuellement dans l'industrie. Ils modélisent la géométrie de la fraise en bout par un modèle de dents hélicoïdales autour d'une enveloppe paramétrique. Leur modélisation intègre la cinématique du fraisage et les modèles vibratoires de l'outil et de la pièce.

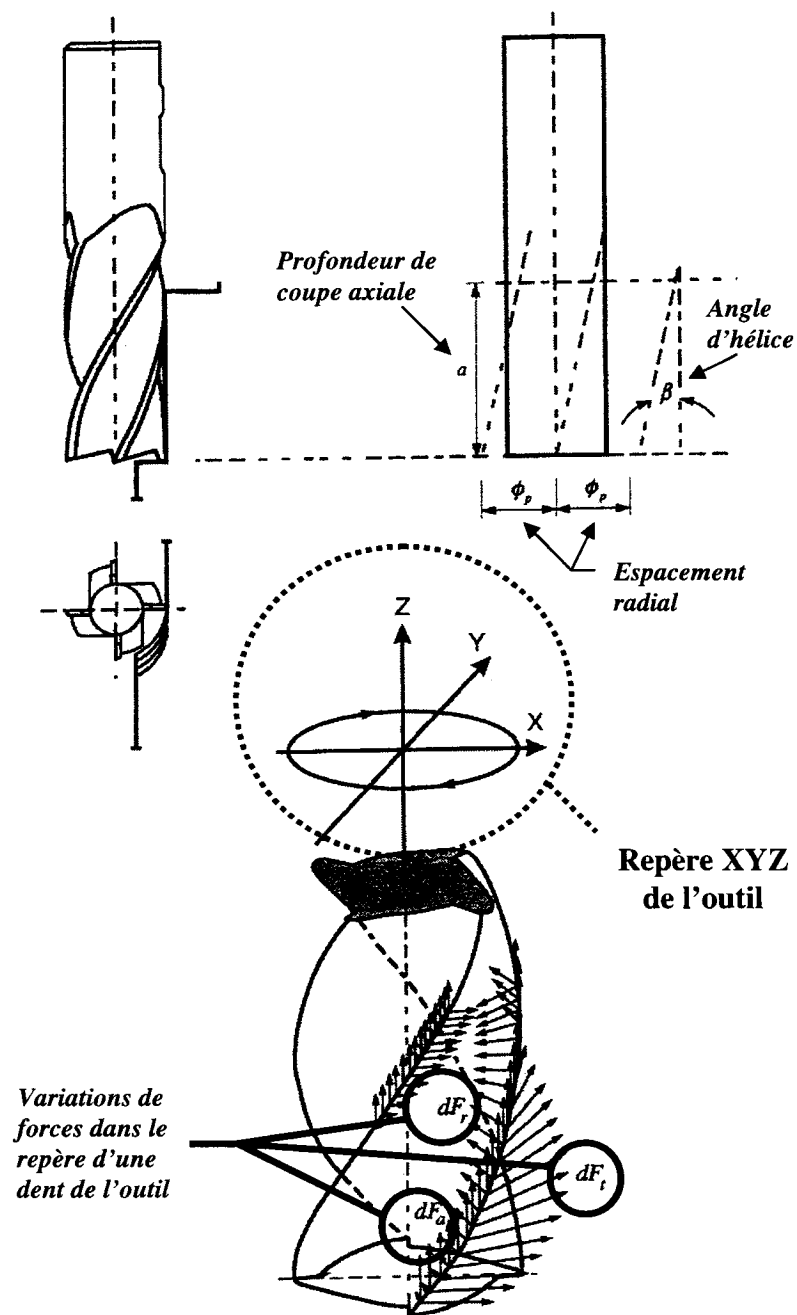


Figure 1.4: Modèle de fraise cylindrique (fraise en bout) avec angle d'hélice
 (source : modifiée à partir de [1])

La Figure 1.4 illustre une fraise cylindrique à quatre dents avec angle d'hélice (β), une profondeur de coupe axiale (a), un espacement radial (ϕ_p) entre les dents ainsi que des variations de forces dans les directions radiale (dF_r), tangentielle (dF_t) et axiale (dF_a). Ces variations de forces sont exprimées dans un repère propre à chaque dent. Le repère cartésien XYZ de l'outil est illustré.

Altintas [1] développe le modèle de force du fraisage à partir de l'analyse d'une fraise à plaquette donc l'angle d'hélice est égal à zéro. Dans ce cas, l'épaisseur du copeau $h(\phi)$ est exprimée par éq. (1.1).

$$h(\phi) = feed * \sin(\phi) \quad (1.1)$$

Où $feed$ est la vitesse d'avance par dent (mm/dent) et ϕ est la position angulaire instantanée de la dent dans le repère de l'outil. La position angulaire instantanée de la dent (ϕ) est mesurée dans le plan XY du repère de l'outil de la Figure 1.4. Durant le fraisage, l'épaisseur du copeau varie de façon périodique en fonction de la position angulaire d'immersion de la dent de l'outil dans la pièce qui varie selon le temps. Les éq. (1.2) donnent les forces tangentielle ($F_t(\phi)$), radiale ($F_r(\phi)$) et axiale ($F_a(\phi)$) dans le repère d'une dent où c est la largeur nominale de coupe et $h(\phi)$ est l'épaisseur de coupe. K_{tc} , K_{rc} et K_{ac} sont les coefficients de force de coupe provenant du cisaillement dans les directions tangentielle, radiale et axiale. K_{te} , K_{re} et K_{ae} sont les constantes des arêtes. Une méthode expérimentale pour déterminer ces derniers est établie à la section 1.3.

$$\begin{aligned} F_t(\phi) &= K_{tc}ch(\phi) + K_{te}c \\ F_r(\phi) &= K_{rc}ch(\phi) + K_{re}c \\ F_a(\phi) &= K_{ac}ch(\phi) + K_{ae}c \end{aligned} \quad (1.2)$$

Suite à un développement trigonométrique, les forces sont ramenées au repère cartésien XYZ de l'outil (éq. (1.3)). Il est à noter qu'il y a génération de forces de coupe seulement quand l'outil se retrouve dans la zone de coupe. C'est-à-dire, la position angulaire instantanée de la dent ϕ doit être plus grande ou égale à l'angle de sortie ϕ_{ex} et plus petit ou égal à l'angle d'entrée ϕ_{st} .

$$\begin{aligned} F_x(\phi) &= -F_t \cos \phi - F_r \sin \phi \\ F_y(\phi) &= F_t \sin \phi - F_r \cos \phi \\ F_z(\phi) &= -F_a \end{aligned} \quad (1.3)$$

De plus, selon le nombre de dents de l'outil et leur espacement radial ϕ_p , il peut y avoir plusieurs dents qui usinent simultanément. Il y a plus d'une dent qui usine simultanément lorsque la différence entre les angles de sortie et d'entrée et de sortie est plus grande que l'espacement radial ϕ_p des dents de l'outil ($\phi_p < \phi_{ex} - \phi_{st}$). L'espacement radial des dents est donné par éq. (1.4) où (N) est le nombre de dents de l'outil.

$$\phi_p = \frac{2\pi}{N} \quad (1.4)$$

Comme il est possible que plus d'une dent soient actives à la fois, les forces totales générées par l'usinage d'un certain outil exprimées dans le repère de l'outil sont :

$$F_x = \sum_{j=1}^N F_{xj}(\phi_j), \quad F_y = \sum_{j=1}^N F_{yj}(\phi_j), \quad F_z = \sum_{j=1}^N F_{zj}(\phi_j) \quad (1.5)$$

L'éq. (1.5) est valable pour une ou des dent(s) active(s), c'est-à-dire $\phi_{st} \leq \phi_j \leq \phi_{ex}$. Lorsque l'outil possède un angle d'hélice, la position angulaire instantanée de la dent

varie selon la profondeur axiale. L'épaisseur du copeau est maintenant fonction de deux variables, soit la position angulaire instantanée de la dent et de la position axiale instantanée contrairement à l'éq. (1.1) qui est seulement fonction de la position angulaire instantanée de la dent. De l'autre côté, Altintas [1] développe les expressions de forces semi analytiques pour le fraisage en bout à partir d'un modèle intégral. Le principe est similaire à celui de Kline et DeVor [12] qui considère la géométrie d'un outil complexe comme l'empilement de disques d'outils, selon la direction axiale, dont l'épaisseur tend vers zéro. La force de coupe totale est donc la somme, effectuée par un modèle intégral, des forces exercées pour tous ces disques.

1.2.2. Alésage par barre à aléser sur fraiseuse

L'alésage par barre à aléser est une opération de finition effectuée pour obtenir un bon fini de surface et une excellente précision. Durant cette opération, il n'y a aucune interpolation circulaire effectuée; il y a rotation de la broche autour de l'axe de l'alésage usiné et l'avance est parallèle à l'axe de la barre à aléser. La Figure 1.5 illustre ce concept où la vitesse d'avance (V_f) est en mm/min et la vitesse de rotation de la broche (n) est en tr/min.

Les diamètres pouvant être usinés avec une barre à aléser sont plutôt limités. Dans un premier cas, le diamètre pouvant être usiné est égal au diamètre effectif de l'outil. Dans un deuxième cas, certaines barres à aléser ont un jeu et, parmi celles-ci, certaines offrent la possibilité d'effectuer un ajustement micrométrique résultant en une meilleure précision. Ce jeu permet un certain intervalle de diamètres pouvant être usinés qui demeurent tout de même limité. De plus, la barre à aléser utilise des plaquettes ce qui introduit une erreur provenant de l'assemblage de celles-ci.

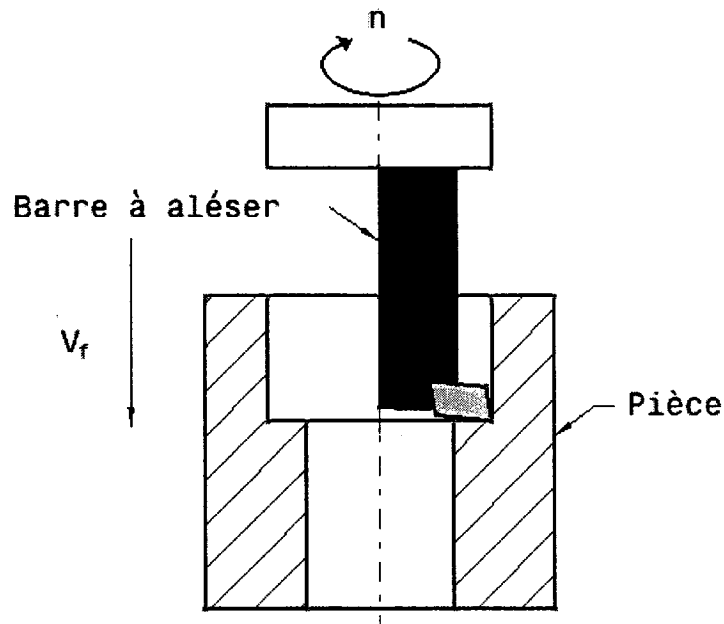


Figure 1.5: Modèle simplifié de l'alésage par barre à aléser

Le procédé de la barre à aléser est complexe, il est donc difficile de développer un modèle fiable. Conséquemment, les modèles mécaniques ainsi que les modèles dynamiques de la barre à aléser sont souvent incomplets. Les principales complexités sont attribuables à la distribution de l'épaisseur du copeau, qui est fonction du rayon de la pointe de la plaquette de la barre à aléser, ainsi qu'à la relation non linéaire entre la distribution des forces de coupe, la géométrie de l'outil, l'avance et la profondeur de coupe [4].

Selon Atabey [4], les forces de coupe sont habituellement exprimées comme étant fonction de la profondeur de coupe. Si la géométrie de la face de l'angle de coupe n'est pas régulière, les coefficients de coupe sont déterminés par une méthode expérimentale. Dans le cas contraire, les forces de coupe sont modélisées par une transformation d'usinage orthogonale à oblique.

1.3. Identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage

Tel que mentionné à la sous-section 1.2.1, les forces de coupe sont fonction de coefficients de coupe (équ. (1.2)). Il est possible de déterminer ces derniers à partir des paramètres de coupe. Cependant, certains outils peuvent avoir une géométrie complexe ou mal connue. Dans ce cas, une méthode expérimentale peut être utilisée pour déterminer les coefficients de coupe [1]. Cette méthode consiste en une série de tests de fraisage à différentes vitesses d'avance pour lesquelles la vitesse de rotation de la broche, ainsi que les profondeurs axiale et radiale, sont constantes. Pour chaque vitesse d'avance, la force moyenne doit être calculée à partir des forces de coupe mesurées pour les trois directions, soit X, Y et Z du repère de l'outil.

L'outil est donc caractérisé par des coefficients de coupe expérimentaux : ces derniers sont déterminés à partir des forces de coupe moyennes mesurées durant le fraisage pour des profondeurs de coupes axiales et radiales constantes, ainsi que pour un matériau donné. Conséquemment, il est recommandé d'effectuer du rainurage. Le rainurage est un procédé pour la réalisation de rainures dans le sens de la coupe. Le mouvement de coupe est donné à l'outil. Il est préférable d'avoir une grande profondeur axiale de coupe. Celle-ci est limitée par les limites physiques de l'outil mais aussi par la stabilité de l'usinage. C'est-à-dire que la stabilité durant l'usinage doit être vérifiée pour s'assurer qu'il n'y a pas de broutement (le broutement est expliqué à la section 1.4). Comme se sont les forces de coupe moyennes par révolution qui sont calculées, il est essentiel que l'échantillon de forces mesuré soit composé de révolutions complètes et que ce dernier soit prélevé durant un usinage en régime permanent. Il est aussi fortement conseillé d'utiliser une fraise ayant un minimum de trois dents pour avoir plus

d'une dent active à la fois; cela permet l'augmentation des forces de coupe par révolution.

Les tests devraient être effectués pour au moins cinq vitesses d'avance différentes et couvrant le plus grand spectre de vitesses possibles, afin que la méthode expérimentale soit la plus représentative. Finalement, la vitesse de rotation de la broche risque d'affecter les résultats. À titre d'exemple, durant l'usinage d'alliages légers comme l'Al 6061-T6, les forces de coupe ont tendance à diminuer lorsque la vitesse de rotation de la broche augmente. Elles ont tendance à se stabiliser à partir d'une certaine vitesse de rotation de broche. Ce phénomène est causé par la variation, selon la vitesse de rotation de la broche, de la génération et de la dissipation de la chaleur dans la zone de coupe.

Une fois les forces de coupe mesurées, les forces moyennes sont calculées pour ensuite être tracées en fonction de l'avance (mm/dent). Une régression linéaire doit être effectuée pour chaque direction (Figure 1.6) dont l'équation est éq. (1.6).

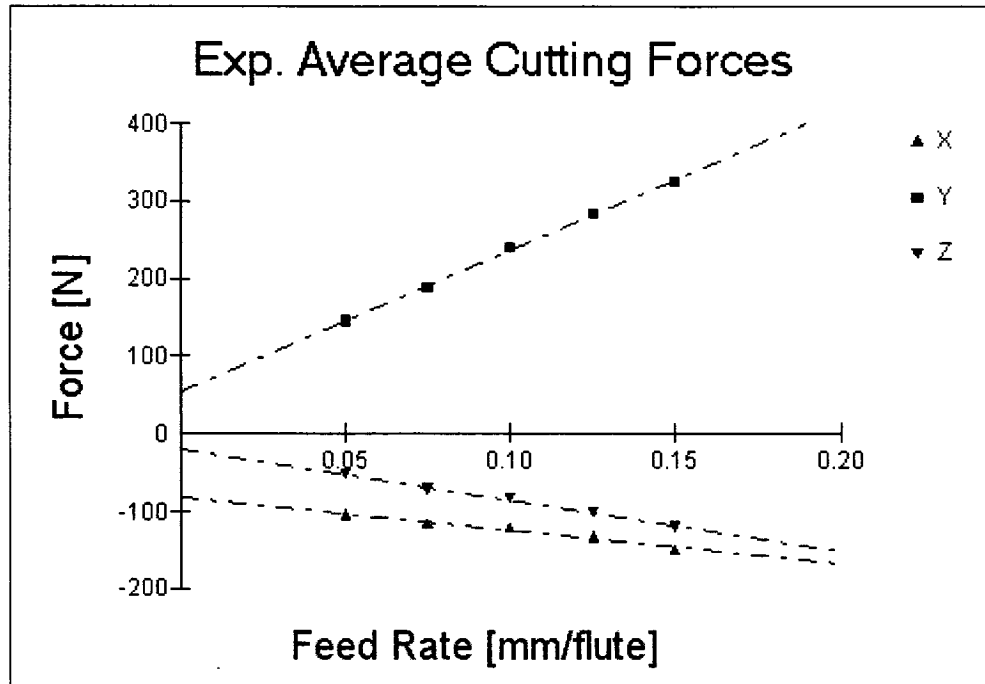


Figure 1.6: Exemple de mesure de forces de coupe (source: logiciel CUTPRO)

$$\bar{F}_x = feed * \bar{F}_{xc} + \bar{F}_{xe}, \quad \bar{F}_y = feed * \bar{F}_{yc} + \bar{F}_{ye}, \quad \bar{F}_z = feed * \bar{F}_{zc} + \bar{F}_{ze} \quad (1.6)$$

La vitesse d'avance (mm/dent) étant ($feed$) et (\bar{F}_x), (\bar{F}_y) ainsi que (\bar{F}_z) sont les forces moyennes pour chaque direction en newtons. À partir de l'éq. (1.6), Altintas [1] développe le modèle expérimental des coefficients de coupe, c'est-à-dire :

$$\begin{aligned}
K_{tc} &= \frac{4\bar{F}_{xc}}{Na}, K_{te} = \frac{\pi\bar{F}_{xe}}{Na} \\
K_{rc} &= \frac{-4\bar{F}_{xc}}{Na}, K_{re} = \frac{-\pi\bar{F}_{xe}}{Na} \\
K_{ac} &= \frac{\pi\bar{F}_{zc}}{Na}, K_{ae} = \frac{2\bar{F}_{ze}}{Na}
\end{aligned} \tag{1.7}$$

Le nombre de dents de l'outil de coupe est exprimé par (N) et la profondeur de coupe axiale par (a). Pour chaque coefficient, la valeur de la force moyenne est divisée par le nombre de dents de la fraise. En d'autres termes, la force est mesurée pour des révolutions complètes et ensuite divisée par le nombre de dents de la fraise ce qui a pour conséquence d'éliminer l'effet du battement axial de la fraise. Le battement axial de la fraise correspond à la différence entre le plus grand et le plus petit écart entre une dent de la fraise et un plan normal à l'axe de rotation [5].

Cette technique comporte de nombreux avantages. Elle permet notamment le calcul des forces de coupe et de la flexion de l'outil, la simulation de lobes de stabilité sans connaître la géométrie exacte de l'outil. De plus, puisque les coefficients sont obtenus à partir de mesures expérimentales, les forces de friction durant l'usinage sont présentes.

Par contre, cette technique n'est pas recommandée pour tous les types d'outils. Par exemple, pour un outil avec un rayon de courbure ou une forme complexe, cette méthode n'est pas représentative car il y a des variations de force pour la profondeur axiale utilisée durant les tests. En outre, les coefficients obtenus sont seulement valables pour la combinaison outil/matériau utilisée durant les tests. S'il y a changement, soit de l'outil ou du matériau, les tests doivent être recommencés. Finalement, aucune prévision ou simulation ne peuvent être effectuées avant que les tests de coefficients de coupe aient été effectués.

1.4. L'analyse modale expérimentale en fraisage

L'analyse modale expérimentale est la caractérisation d'une structure mécanique, soit une MOCN dans notre cas, à travers la détermination de ses modes fréquentiels. Chaque mode possède une fréquence à laquelle il peut être excité, une rigidité et un amortissement. À partir de cette caractérisation, il est possible de simuler la vibration d'outil, les lobes de stabilité, etc.

En premier lieu, une synthèse des notions des vibrations libres, forcées et autoentretenues sera effectuée. À partir de cette synthèse, les causes du broutement et l'explication de ce phénomène seront ensuite présentés. Pour conclure, les concepts pour la mesure expérimentale de la fonction de transfert d'une MOCN et la détermination de lobes de stabilité seront résumés.

1.4.1. Les vibrations

L'éq.(1.8) exprime la modélisation mathématique masse/amortisseur/ressort d'une structure mécanique où (m) est la masse du système, (\ddot{x}) est l'accélération à laquelle le système est soumis, (c) est la constante d'amortissement, (\dot{x}) est la vitesse du système, (k) est la constante d'élasticité du système, (x) est le déplacement et $(F(t))$ est la force externe que subit le système.

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F(t) \quad (1.8)$$

Les vibrations libres proviennent généralement d'une force instantanée et correspondent à une perturbation passagère du système. Dans ce cas, éq. (1.8) prend la forme d'éq. (1.9) car il n'y a pas d'excitation externe continue.

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0 \quad (1.9)$$

La vibration libre d'un système peut aussi être provoquée par un déplacement statique de sa position d'équilibre suivi d'un relâchement de ce dernier. Le système oscille donc à sa fréquence naturelle. En revanche, comme le système possède une constante d'amortissement, la vibration libre se détériore en fonction du temps.

$$\begin{aligned} \omega_d &= \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} \\ \omega_n &= \sqrt{\frac{k}{m}} \\ \zeta &= \frac{c}{2\sqrt{km}} \end{aligned} \quad (1.10)$$

L'éq. (1.10) représente la fréquence naturelle amortie (ω_d) du système qui est fonction de la fréquence naturelle (ω_n) du système et de son rapport d'amortissement (ζ).

Les vibrations forcées sont la conséquence d'un effet périodique pulsateur. Pour les MOCN, elles sont générées durant un usinage discontinu et périodique comme le fraisage pendant lequel le passage périodique des dents de l'outil peut provoquer des vibrations forcées. Le système est donc excité continuellement et périodiquement. Par conséquent, éq. (1.8) devient éq. (1.11).

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F(t) = F_0 \sin(\omega t) \quad (1.11)$$

En plus du passage des dents de la fraise, il existe aussi d'autres sources de vibrations forcées durant le fraisage comme l'hétérogénéité de la matière usinée et les irrégularités de la surface usinée [17].

Les vibrations autoentretenues aussi appelées vibrations régénératives sont la principale cause du broutement durant l'usinage. Certaines perturbations excitent le mouvement vibratoire du mécanisme. Ainsi ce mouvement vibratoire entretient les perturbations initiales [20] et les vibrations augmentent exponentiellement. Ce phénomène se poursuit jusqu'à ce que l'outil décroche de la pièce ou bien jusqu'à ce qu'il y ait rupture catastrophique de l'outil. En fraisage, ce type de vibrations signifie que le système vibre à une fréquence différente de celle imposée par le procédé d'usinage, soit la fréquence de passage des dents.

1.4.2. Le broutement

Le broutement résulte d'une auto excitation du mécanisme provenant de la régénération de l'épaisseur du copeau pendant l'usinage ou bien du couplage des modes. Le couplage des modes est un couplage de deux modes orthogonaux générant des vibrations dans les deux directions du plan de coupe. Peigne [17] décrit le mouvement provoqué par ce phénomène comme un mouvement relatif elliptique de l'extrémité de l'outil par rapport à la pièce qui provoque un déséquilibre des conditions de coupe (Figure 1.7).

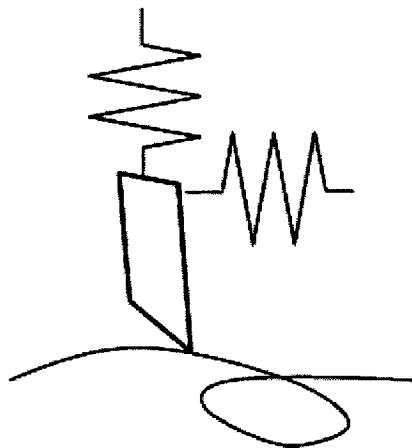


Figure 1.7: Concept du couplage des modes (source : [17])

En ce qui concerne la régénération de l'épaisseur du copeau pour le fraisage, elle correspond à l'augmentation exponentielle de l'épaisseur du copeau d'un passage de dent à l'autre lorsqu'il y a oscillation à une fréquence de broutement se rapprochant à un mode dominant du mécanisme. À cause de la flexion et la vibration de l'outil, le passage de chacune de ses dents génère une surface sinusoïdale. Il y a un certain déphasage (ϵ) entre la surface laissée par le passage de la dent précédente et celle générée par la dent actuelle (Figure 1.8). Selon le déphasage (ϵ), il est possible d'obtenir des variations drastiques de l'épaisseur du copeau occasionnant ainsi une augmentation exponentielle des forces de coupe. En général, la régénération de l'épaisseur du copeau se produit avant qu'il y ait couplage des modes.

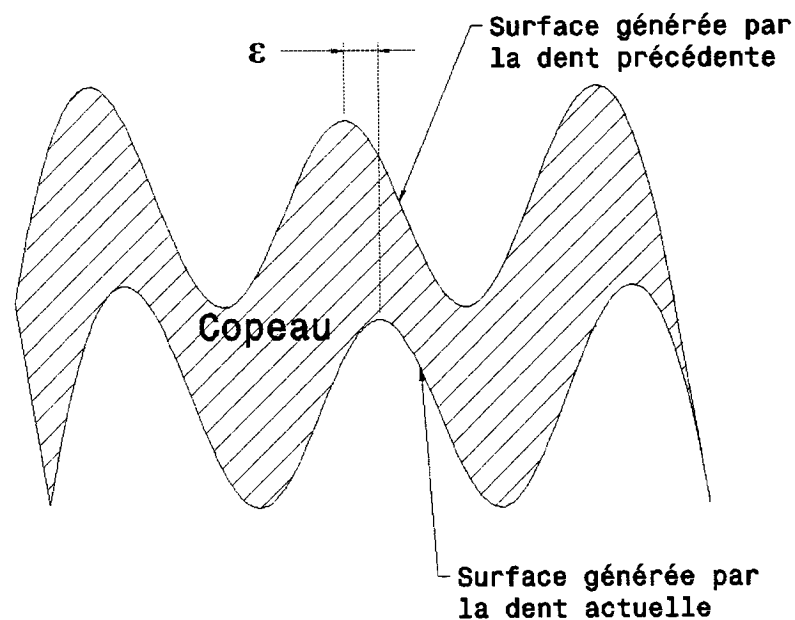


Figure 1.8: Déphasage durant fraisage

Le broutement, donc les vibrations autoentretenues ou le couplage des modes, est indésirable durant l'usinage car il peut engendrer un mauvais fini de surface, une rupture prématurée de l'outil, et à long terme, endommager la broche de la MOCN.

1.4.3. Fonction de transfert et lobes de stabilité

Pour effectuer l'analyse modale d'un mécanisme, sa fonction de transfert doit être mesurée préalablement. Altintas [1] propose l'excitation de la MOCN par un marteau avec capteur piézoélectrique de force. Elle se concrétise en un impact de courte durée excitant un intervalle de fréquences contenant un certain nombre des modes du mécanisme. Il y a aussi un capteur qui mesure la réaction de la structure qui peut être en termes d'accélération, de déplacement ou de vitesse. L'accéléromètre est le capteur le plus couramment utilisé. À partir de ces deux signaux, il est possible d'obtenir la fonction de transfert du mécanisme. Par exemple, si le signal d'entrée est la force exercée par le marteau et le signal de sortie est l'accélération provoquée par cette force d'impulsion, la fonction de transfert est la division de l'accélération mesurée par la force exercée par le marteau. L'analyse modale peut être effectuée à partir de la fonction de transfert : les modes peuvent être identifiés pour ainsi déterminer les fréquences, l'amortissement et la rigidité propres à chaque mode.

En fraisage, les forces de coupe excitent le système dans deux directions ([1] et [2]), la direction selon la vitesse d'avance (X) et celle perpendiculaire à la surface usinée (Y). Il y a donc un mouvement dynamique dans ces deux directions. En conséquence, il est important de mesurer les fonctions de transfert pour ces deux directions.

Une fois l'analyse modale complétée, il est possible de déterminer les lobes de stabilité pour le système. Un exemple de lobes de stabilité est illustré à la Figure 1.9. L'ordonnée correspond à la profondeur de coupe axiale permissible en fonction de la vitesse de rotation de la broche pour avoir un usinage stable. L'usinage est instable au-

dessus des lobes et stable au-dessous de ceux-ci. Les lobes de stabilité sont calculés pour une vitesse d'avance (mm/dent) et une profondeur de coupe radiale constantes.

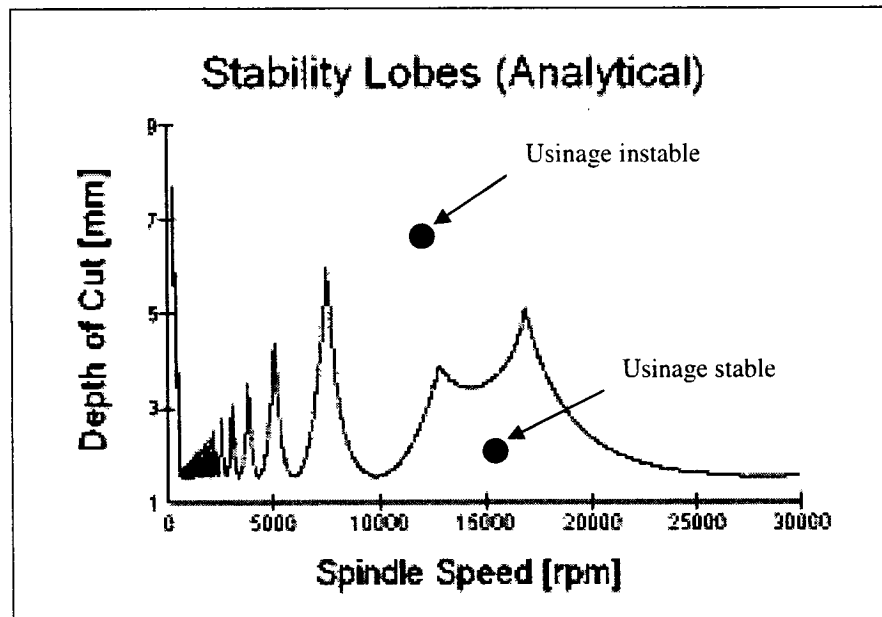


Figure 1.9: Exemple de lobes de stabilité (source: [3])

Altintas [1] propose la méthode suivante pour la détermination de lobes de stabilité. La fréquence de chaque mode dominant doit être déterminée à partir des fonctions de transfert. La valeur propre de cette fréquence est ensuite calculée permettant ainsi de calculer la profondeur axiale limite associée à cette fréquence. Finalement, la vitesse de rotation de la broche admissible est calculée. Le calcul de la vitesse de rotation de la broche doit être répété pour chaque lobe de stabilité. Le processus est recommencé pour chaque mode dominant.

1.5. Systèmes d'entraînement des MOCN

L'objectif du projet étant de vérifier si les systèmes d'entraînement à moteurs linéaires sont plus performants que ceux à vis à billes durant une interpolation circulaire, il est

important de connaître les différences fondamentales entre ceux-ci. Il existe deux types de systèmes d'entraînement pour les axes des MOCN : les vis à billes et les moteurs linéaires. Premièrement, un survol des composants typiques d'une MOCN sera effectué suivi d'une synthèse du principe de fonctionnement des contrôleurs CCN, des composants d'un système d'entraînement par vis à billes et des composants d'un système d'entraînement à moteurs linéaires. L'objectif de cette section est d'avoir une vision d'ensemble globale de chacun des systèmes d'entraînement et une compréhension générale de leur fonctionnement pour être en mesure de comprendre les principales différences entre ceux-ci.

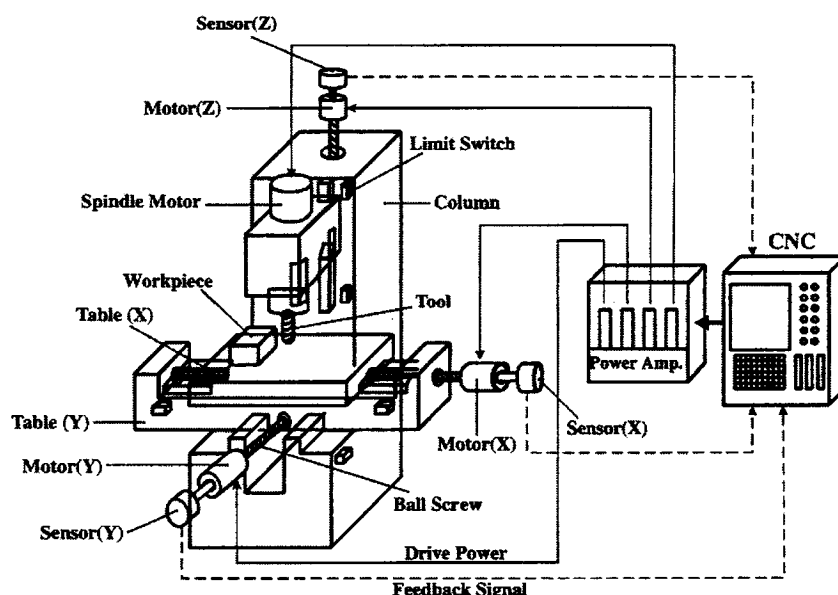


Figure 1.10: Exemple de MOCN verticale trois axes (source : [1])

La Figure 1.10 illustre un schéma d'une MOCN verticale à trois axes avec système d'entraînement par vis à billes. Certains des composants sont standards sans égard au système d'entraînement : le contrôleur (*CNC*), le moteur de la broche (*spindle motor*), le bâti de la MOCN (*column*) et un moteur associé à chaque axe. Une MOCN peut aussi posséder un ou des axes rotatif(s) qui sont généralement montés sur la table.

1.5.1. Le contrôleur à commande numérique - CCN

Chaque axe d'une MOCN possède un moteur (Figure 1.10) et il y a trois boucles d'asservissement au niveau du CCN: une de position, une de vitesse et une de courant. La Figure 1.11 illustre une vulgarisation du système de servocommande dans le but de comprendre son principe de fonctionnement. Le système de servocommande est le système d'asservissement pour le mouvement d'un axe de la MOCN. Le point 1 indique l'entrée du code G fourni au contrôleur par l'utilisateur. Le générateur de commande transforme ce code G en pulsations qui correspondent aux pulsations devant être générées par le moteur (point 2). La position actuelle du moteur (en pulsations) lue par l'encodeur (point 6) est soustraite au signal du point 2. Cette différence correspond à l'erreur de position servo et est le signal d'entrée du contrôleur de position. Le signal de sortie de ce contrôleur est une vitesse à laquelle est soustraite la vitesse actuelle lue par le tachymètre. Cette différence est l'entrée du contrôleur de vitesse. Le courant est contrôlé pour permettre de faire tourner le moteur à la vitesse requise.

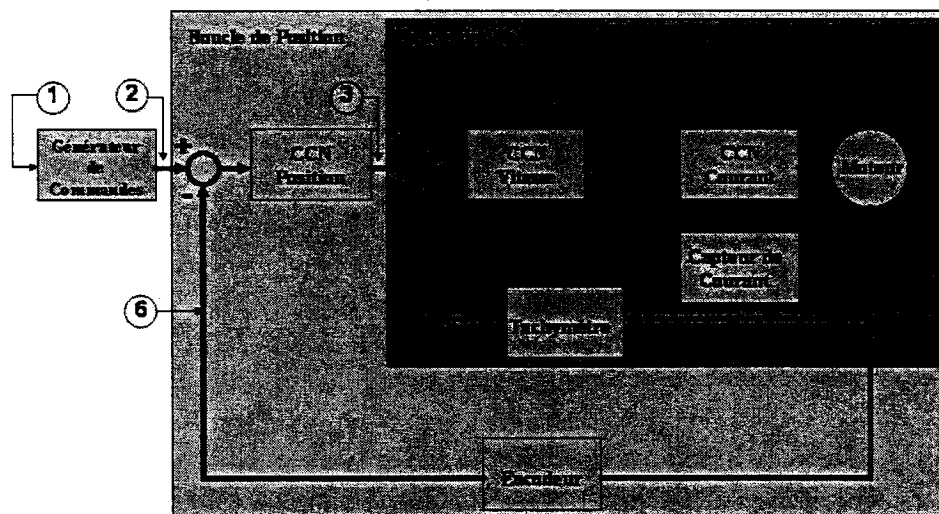


Figure 1.11: Modèle de la structure du CCN

1.5.2. Les systèmes d'entraînement par vis à billes

Les systèmes d'entraînement par vis à billes sont les plus communs pour les MOCN. Il s'agit d'un servomoteur qui transmet un mouvement rotatif à la vis mère (*leadscrew*) par l'intermédiaire du réducteur à engrenages comme illustré à la Figure 1.12. La rotation de la vis mère engendre une rotation de l'écrou (*nut*) et ce mouvement résulte en un mouvement de translation de la table. Il est à noter que les forces exercées par le système comme les forces de coupe, le poids de la table, les forces de friction provenant des systèmes de guidage, etc., ne sont pas transmises directement au servomoteur mais plutôt en tant que couple.

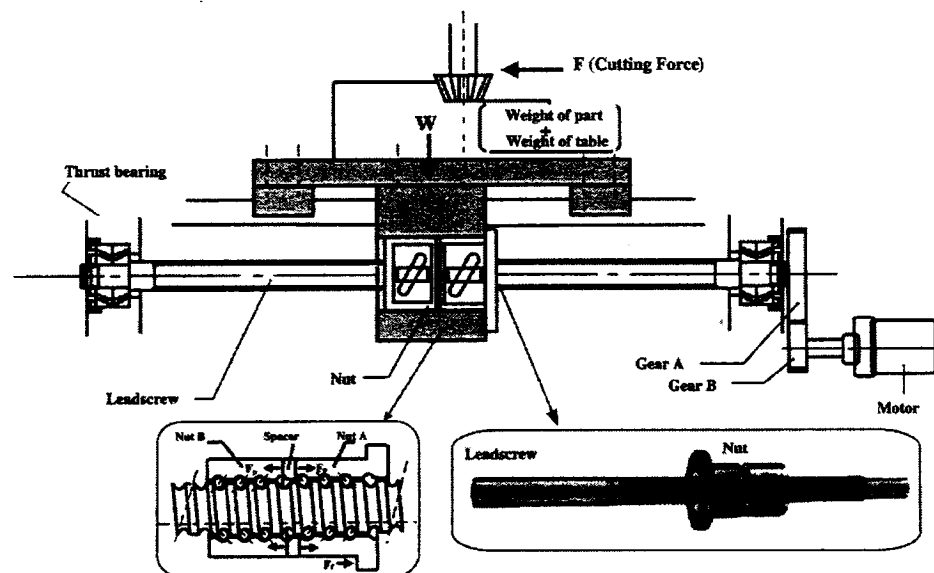


Figure 1.12: Modèle de système d'entraînement par vis à billes (source : [1])

Le signal de retour de la boucle d'asservissement du contrôleur de position (Figure 1.11) est la position lue par l'encodeur. Pour les systèmes d'entraînement par vis à billes, c'est la lecture de l'encodeur rotatif positionné directement sur l'arbre du servomoteur

qui est généralement utilisé comme signal de retour pour la boucle d'asservissement de position du contrôleur CCN. Cela signifie que le CCN n'effectue pas de correction sur l'erreur de position du système mécanique de la MOCN car elle n'en est pas tenue compte dans la boucle d'asservissement de position. Des encodeurs linéaires externes situés au niveau de la table peuvent être utilisés pour avoir une correction du mouvement des composants mécaniques.

1.5.3. Les systèmes d'entraînement à moteurs linéaires

Le principe des moteurs linéaires est simple. Il s'agit de prendre un servomoteur rotatif typique et de le dérouler. Le rotor devient donc un rail de guidage magnétique et le stator, une plaque magnétique. La table est directement montée sur le moteur : son poids agit donc directement sur le moteur comme force et non en tant que couple. Il n'y a donc aucun système de transmission de mouvement rotatif à mouvement linéaire et le mouvement résulte d'un champ magnétique. Comme le mouvement résulte d'un champ magnétique, il n'y a pas de contact entre les composants en mouvement du système d'entraînement. Ainsi, il n'y a pas de forces de friction générées entre ces composants. En analysant le modèle de moteur linéaire fourni par Fanuc [9], ces principaux composants sont les suivants : un rail de guidage magnétique, une plaque magnétique et un encodeur linéaire. La Figure 1.13a illustre l'assemblage entre la table mobile et le rail de guidage magnétique, la Figure 1.13b illustre l'assemblage précédent assemblé à la fondation de la MOCN à laquelle est aussi assemblée la plaque magnétique. Finalement, la Figure 1.13c montre l'allure générale d'un moteur linéaire Fanuc.

Il y a un espace d'air entre la plaque magnétique et le rail de guidage magnétique qui est spécifié par le fabricant du moteur. Une variation de cet espace engendre une variation de la force du moteur [9]. Il y a deux types d'encodeurs linéaires : l'encodeur absolu et l'encodeur incrémental. L'absolu est directement branché à l'amplificateur servo. L'encodeur incrémental est branché à l'amplificateur servo par l'intermédiaire d'un cir-

cuit de détection de position et doit être utilisé avec un capteur de pôles magnétiques. D'autres composants sont aussi utilisés comme des systèmes de refroidissement, des systèmes de freinage externes, des systèmes de câbles, etc.

Il y a une différence importante entre les systèmes d'entraînement par moteurs linéaires et ceux par vis à billes au niveau de la boucle d'asservissement du contrôleur de position (Figure 1.11). Bien que le signal de retour de la boucle d'asservissement de position corresponde pour les deux systèmes d'entraînement à la position lue par l'encodeur, pour les moteurs linéaires, l'encodeur est directement placé sur le système d'entraînement et la position qu'il mesure inclut la structure mécanique. Il y a donc une correction de l'erreur de position du système mécanique effectuée par le contrôleur.

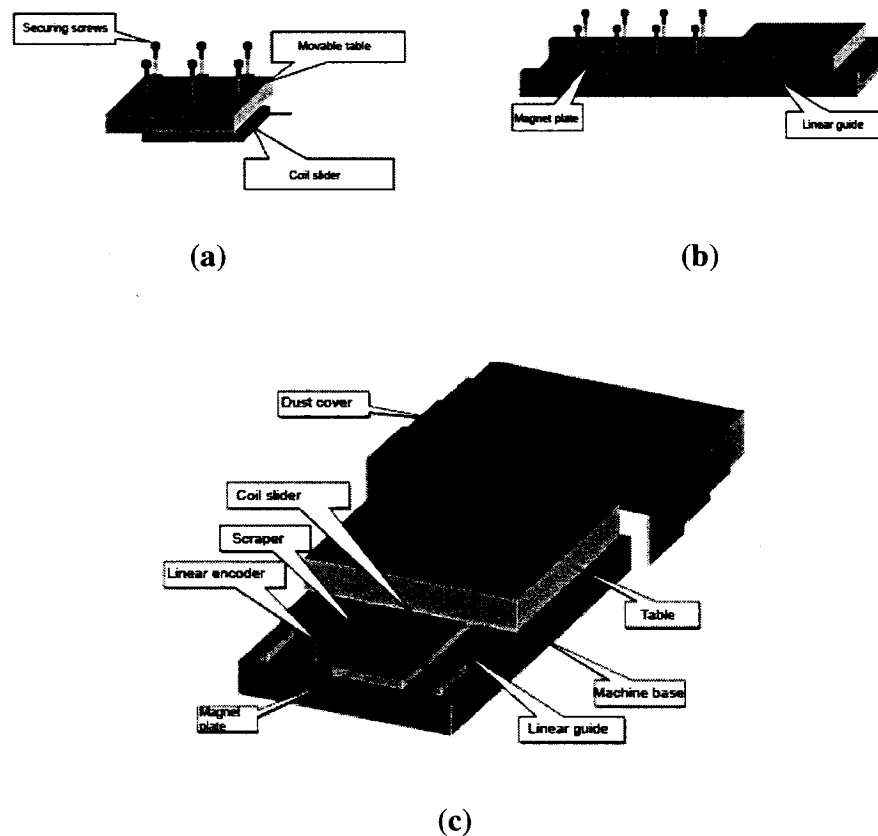


Figure 1.13: Modèle de système d'entraînement à moteur linéaire (source : [9])

1.6. Métrologie machine : Tests de circularité

La justesse de la position de la table d'une MOCN dépend de plusieurs erreurs. Les principales sources d'erreurs pour les MOCN sont : les erreurs géométriques des composants et des structures de la MOCN, les erreurs provenant de déformations thermiques, la friction dans les systèmes d'entraînement, la flexion et les vibrations générées par les forces de coupe, le système de contrôle servo ainsi que des vibrations aléatoires. Plusieurs techniques ont été élaborées pour quantifier et qualifier certaines de ces erreurs.

Ces techniques peuvent être regroupées en deux catégories : les tests directs et les tests indirects. Les tests directs consistent à usiner une pièce et à la mesurer. Par contre, ces tests sont fortement influencés par les montages respectifs de la pièce et de l'outil ainsi que par les forces de coupe [18]. Les mesures obtenues de tests d'usinage sont affectées par les forces de coupe et par le fini de surface de la pièce usinée [11]. Les forces de coupe peuvent être minimisées en utilisant des petites profondeurs de coupe et un matériau comme l'aluminium pour lequel les forces de coupe sont petites. Des erreurs peuvent aussi provenir de la procédure de mesure de la pièce. La précision des mesures dépend de la précision des appareils de mesure.

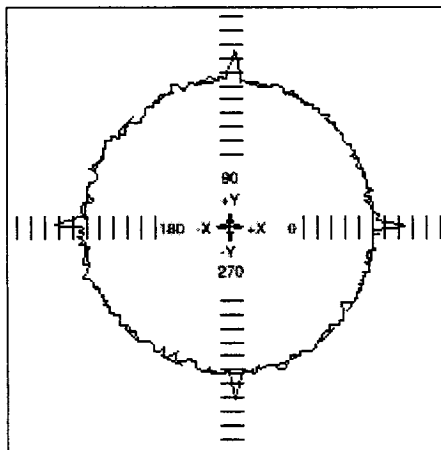


Figure 1.14: Allure d'un test de circularité à vide (source : [19])

Les tests indirects consistent notamment en des mesures statiques au laser, des tests dynamiques de circularité à vide. Une multitude d'appareils existent pour effectuer des tests circulaires à vide (Figure 1.14). Le plus utilisé est la barre à bille. Contrairement aux tests directs, les tests indirects ne sont pas influencés par les forces de coupe. Il pourrait s'agir toutefois d'un inconvénient puisque les tests à vide ne sont pas totalement représentatifs de l'usinage.

Les tests de circularité permettent l'identification de divers types d'erreurs comme les erreurs géométriques, les erreurs servo, les erreurs d'équerrage ainsi que la circularité des MOCN. Selon Knapp [13], des tests circulaires pour lesquels le diamètre est inférieur à 50 mm minimisent les erreurs géométriques et permettent l'étude du comportement des systèmes de contrôle, des systèmes d'entraînement et de l'influence de la vitesse. À l'opposé, des diamètres supérieurs à 50 mm permettent une meilleure étude des erreurs géométriques.

Les tests de circularité comportent certains inconvénients. Premièrement, les erreurs obtenues sont une combinaison d'une multitude d'erreurs et l'interpolation circulaire est la combinaison du mouvement de deux axes. Une même trace d'erreurs peut provenir de différentes sources. Il est donc difficile de conclure sur l'origine des erreurs identifiées. Rahman [18] propose d'effectuer des mesures dans différents plans avec diverses avances et directions d'interpolation circulaires. Cela permet un meilleur diagnostic et une meilleure détermination de l'origine des erreurs.

Chapitre 2: Méthodologie expérimentale

À partir des modèles et concept théoriques développés au chapitre 1, la méthodologie expérimentale est établie dans le but d'effectuer la caractérisation et la comparaison appropriée des MOCN à systèmes d'entraînement par vis à billes par rapport à celles à système d'entraînement par moteurs linéaires. Avant de procéder au développement de la méthodologie, la description des principaux équipements et fonction utilisés pour l'expérimentation est effectué. Subséquemment, le protocole expérimental pour tous les tests est développé.

2.1. Équipements et fonction utilisés

Les deux MOCN utilisées (la HU40-T et la VL30-5X) pour la caractérisation des systèmes d'entraînement étudiés dans ce projet sont décrites dans les premières et deuxièmes sous-sections. La troisième sous-section s'intéresse à la description du KGM (encodeur à grille croisée) 182 de HEIDENHAIN qui est l'instrument utilisé pour les tests circulaires à vide. Finalement, une brève explication de la fonction HPCC (*High Precision Control Contouring*) est effectuée. Plusieurs autres instruments sont utilisés durant l'expérimentation et ne sont pas décrits dans cette section. Ceux-ci sont considérés plus communs (par exemple un accéléromètre ou une table dynamométrique) ou moins importants que les instruments décrits dans cette section tel qu'un amplificateur de signal. La liste détaillée des équipements utilisés pour les essais expérimentaux est fournie à l'Annexe A.

2.1.1. Mitsui Seiki HU40-T

La HU40-T est une MOCN horizontale à cinq axes avec système de guidage par palier hydrostatique et système d'entraînement par vis à billes. Elle possède trois axes linéaires et deux rotatifs. Pour permettre la mise en place de plusieurs montages simultanés-

ment, elle possède un changeur à quatre palettes. Durant sa conception, la préoccupation principale était la rapidité d'accélération et de décélération et non la vitesse d'entraînement de la table. Cette MOCN est conçue pour l'ébauche ainsi que la finition de pièce de haute précision en cinq axes. Elle possède une excellente rigidité permettant l'usinage avec des grandes profondeurs de coupe ainsi que des efforts de coupe importants. Elle est également conçue pour assurer une excellente précision géométrique et de positionnement ainsi qu'un contrôle de la vitesse et de la trajectoire pour le fraisage à hautes vitesses en contournage cinq axes.

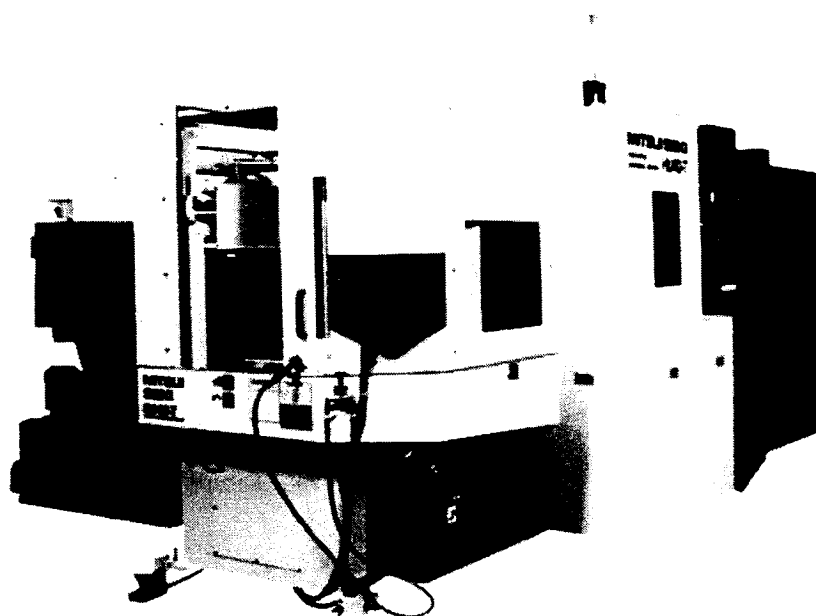


Figure 2.1: HU40-T

La vitesse maximale de rotation de la broche est de 15 000 tr/min, les dimensions de la table sont de 400 par 400 mm, la masse maximale permise pour la table est de 400 kg. Le contrôleur de la MOCN est un contrôleur Fanuc 150i-MA. Tel que mentionné précédemment (sous-section 1.5.2), le signal de retour de la boucle d'asservissement de position pour un système d'entraînement par vis à billes peut provenir soit d'un encodeur rotatif ou linéaire. Dans le cas de la HU40-T, des règles graduées en verre sont montées

sur les trois axes linéaires assurant le signal de retour de la boucle d'asservissement de position. Le type de porte-outil pour cette MOCN est le BT-40, la longueur maximale permise pour les outils est de 320 mm et la masse maximale permise pour le système outil / porte-outil est de 8 kg.

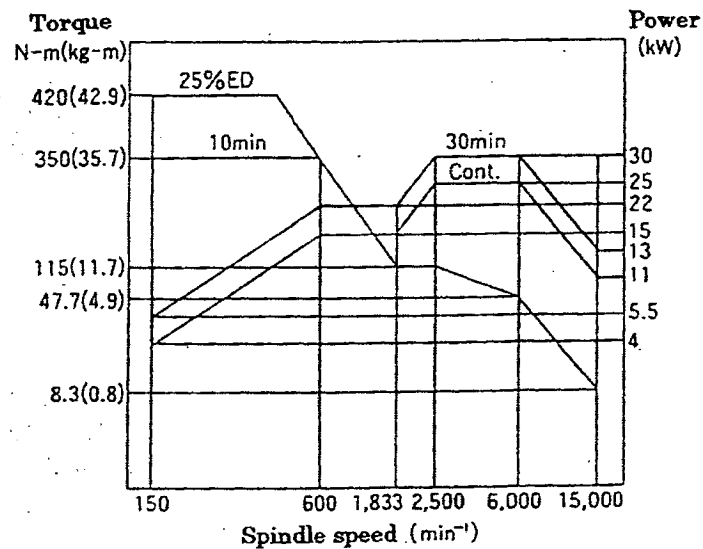


Figure 2.2: Couple et puissance admissibles pour la HU40-T

La Figure 2.2 illustre le couple (*Torque*) et la puissance (*Power*) admissibles pour cette MOCN en fonction de la vitesse de rotation de la broche (*Spindle speed*). Il est à noter que l'abréviation *ED* de la Figure 2.2 représente un cycle pour lequel le moteur est activé pour une durée de dix minutes et est ensuite arrêté. Alors, *25%ED* signifie que la durée de ce cycle est diminuée pour une période totale de 2 minutes et 30 secondes.

2.1.2. Mitsui Seiki VL30-5X

La VL30-5X est une MOCN verticale à cinq axes avec système d'entraînement par moteurs directs : des moteurs linéaires pour les trois axes linéaires et des moteurs couples pour les deux axes rotatifs. Comme son couple et sa puissance admissibles sont relativement faibles (voir Figure 2.4), cette MOCN n'est pas idéale pour des opérations d'ébauche où les efforts de coupe sont élevés. Elle est plutôt conçue pour l'usinage haute précision de moules pour lesquelles les opérations manuelles après l'usinage, comme le polissage, sont éliminés. De plus, comme il n'y a aucun système d'engrenage et de vis à billes, les erreurs de contourage sont diminuées considérablement comparativement aux MOCN traditionnelles à vis à billes. Elle est donc idéale pour l'usinage de pièces complexes comportant des détails précis.

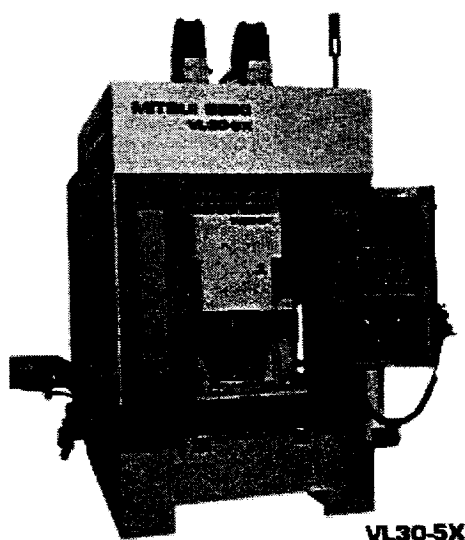


Figure 2.3: VL30-5X

La vitesse maximale de rotation de la broche est de 25 000 tr/min, la table a un diamètre de 180 mm, la masse maximale permise pour la table est de 20 kg et le contrôleur CCN de la MOCN est un contrôleur Fanuc 15i-MB. Le type de porte-outil pour cette MOCN est le HSK-E40, la longueur maximale permise pour les outils est de 120 mm et la masse

maximale permise pour le système outil / porte-outil est de 1 kg. La Figure 2.4 illustre la puissance et le couple permis en fonction de la vitesse de rotation de la broche.

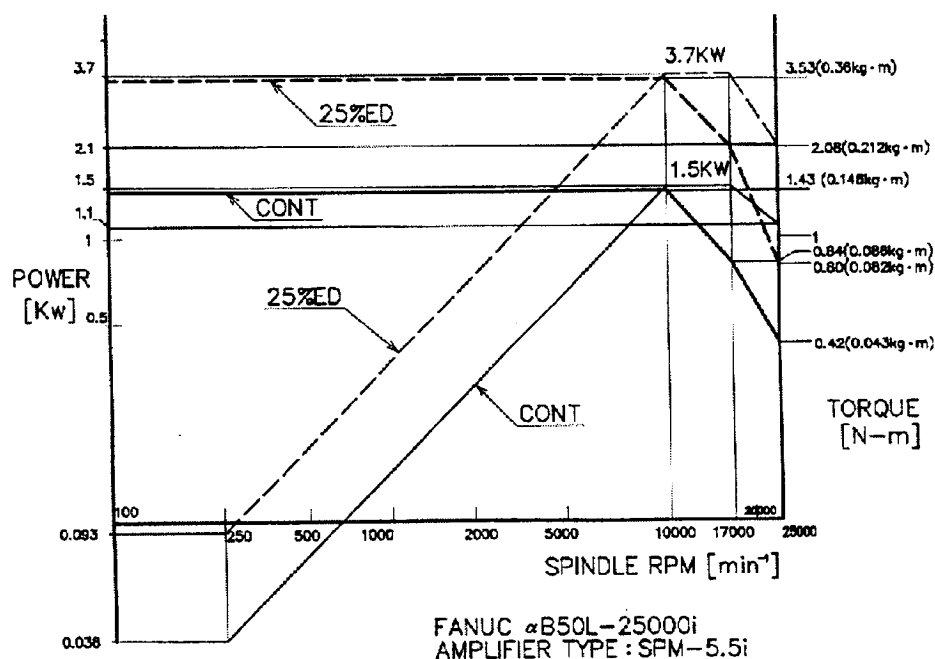


Figure 2.4: Couple et puissance admissibles pour la VL30-5X

2.1.3. KGM 182 de HEIDENHAIN

KGM est l'abréviation du terme allemand *Kreutz Gitter Meßsystem* qui signifie un encodeur à grille croisée en français. Le KGM 182 de HEIDENHAIN est principalement une plaque de mesure à grille avec un système de deux coordonnées et une tête à scanner sans contact. Cette plaque est montée sur la table de la MOCN et la tête à scanner est insérée dans la broche de la MOCN. Conséquemment, la position dynamique de la broche de la MOCN à vide est obtenue. Plusieurs trajectoires, en deux dimensions, sont possibles avec cet instrument. En ce concerne les tests de circularité, le KGM 182 pos-

sède un large spectre de diamètres possibles. Le diamètre maximal pour ce type de tests est de 230 mm. La résolution de l'instrument est de $\pm 2 \mu\text{m}$

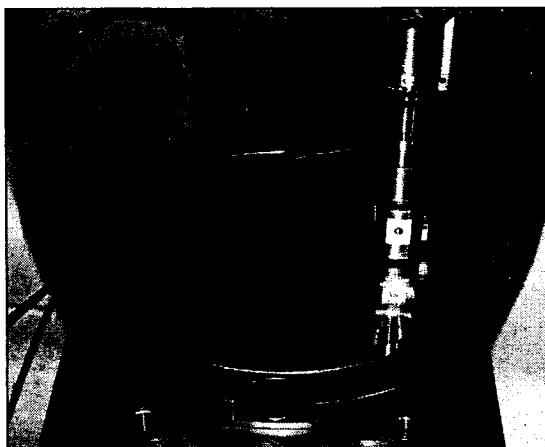


Figure 2.5: KGM 182 de HEIDENHAIN

HEIDENHAIN fournit le logiciel ACCOM avec le KGM 182. Ce logiciel fait l'acquisition de données durant les tests dynamiques et permet la programmation des divers trajets ou l'utilisation de trajectoires prédéterminées comme des interpolations circulaires. Dans le cas des tests circulaires, le logiciel ACCOM évalue les erreurs de poursuite suivantes pour les valeurs mesurées :

- Les déviations radiales maximale et minimale;
- Les pics d'inversion, pour les deux directions de mesure, dans le sens positif et négatif de chaque direction;
- L'influence du jeu dans les mouvements, pour les deux directions de mesure, dans le sens positif et négatif de chaque direction;
- Le défaut de circularité;
- Le rayon moyen;
- Le vecteur d'ajustement de l'excentricité des données (cette correction est effectuée automatiquement par le logiciel);
- Les données brutes en coordonnées cartésiennes.

2.1.4. Fonction HPCC (High Precision Control Contouring)

HPCC est une fonction optionnelle intégrée aux contrôleurs Fanuc des deux MOCN utilisées pour les essais (voir sous-sections 2.1.1 et 2.1.2). L'objectif de la fonction HPCC est l'optimisation de la trajectoire de l'outil pendant l'usinage à grandes vitesses. Conséquemment, elle diminue considérablement la déviation de l'outil par rapport à sa position nominale. Selon Fanuc [8], elle peut éliminer le retard provenant du système d'asservissement et celui de l'accélération et décélération des axes. Ces retards prennent une plus grande importance à des vitesses élevées.

2.2. Protocole expérimental

Le protocole expérimental est divisé en cinq étapes expérimentales principales. La première est l'indentification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage. Son objectif est la détermination des coefficients de coupe pour la combinaison outil / matériau utilisée pour tous les opérations de fraisage de ce projet. Ceux-ci sont ensuite utilisés pour les simulations des lobes de stabilité, des forces de coupes, de la flexion de l'outil, etc. La deuxième section, soit l'analyse modale expérimentale en fraisage, sert à déterminer des conditions de coupe stables pour les opérations de fraisage. De plus, l'étude s'étend aussi à la détermination de la provenance de modes.

La troisième section est la métrologie des MOCN effectuées par l'intermédiaire de trois types de tests de circularité; des tests à vide, des tests d'usinage et la détermination de la position servo. La quatrième section consiste à comparer l'alésage par fraisage orbital à l'alésage par barre à aléser. La cinquième et dernière section est une étape de simulation qui sert à la vérification d'hypothèses expérimentales et à s'assurer que les opérations d'usinages respectent les limites des MOCN.

2.2.1. Identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage

Cette identification doit être effectuée puisque les angles de coupe de la fraise utilisée pour les opérations de fraisage ne sont pas connus. Elle a pour objectif l'obtention des coefficients propres à une combinaison outil / matériau qui sont utilisés pour des simulations (voir section 1.3). Les opérations à effectuer pour l'acquisition et le montage expérimental ainsi que les principes de l'analyse des résultats sont expliqués dans cette sous-section. De plus, certaines manipulations intermédiaires doivent être effectuées pour assurer la qualité des essais expérimentaux : la mesure des fonctions de transfert de la table dynamométrique et la mesure du spectre acoustique durant l'usinage. Les principaux instruments utilisés pour les essais sont la table dynamométrique, un brut surfacé de l'alliage léger Al6061-T6, ainsi qu'une fraise à queue cylindrique à trois dents. La liste détaillée de l'équipement utilisé pour la totalité des essais de cette section est donnée au Tableau A-6 de l'Annexe A.

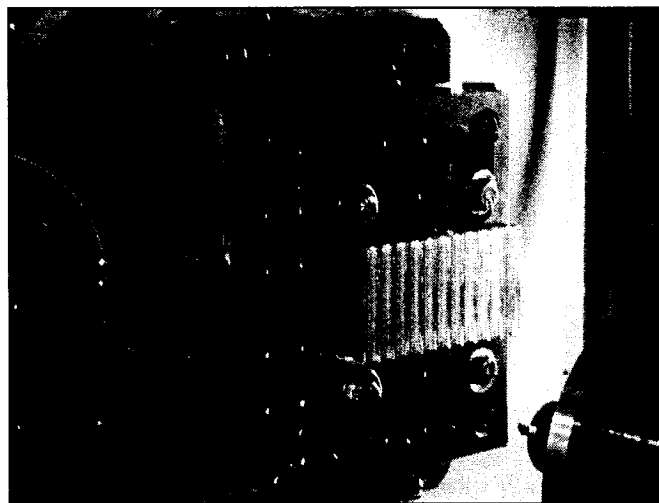


Figure 2.6: Montage expérimental pour la mesure de forces

En premier lieu, il faut effectuer le montage expérimental incluant la MOCN, la table dynamométrique et le brut d'usinage. Une fois ce montage complété, il est possible de

mesurer indépendamment les fonctions de transfert de ce système dans les directions des axes X et Y. Le signal d'entrée de ces fonctions est la force exercée par le marteau et le signal de sortie est la force mesurée par la table dynamométrique dans la direction excitée. Il faut donc frapper la table dans la direction de l'axe X de la MOCN et mesurer la force résultante dans cette direction ensuite, répéter cette même procédure pour la direction de l'axe Y de la MOCN. L'acquisition de données est effectuée à l'aide du logiciel CUTPRO (module MALTF).

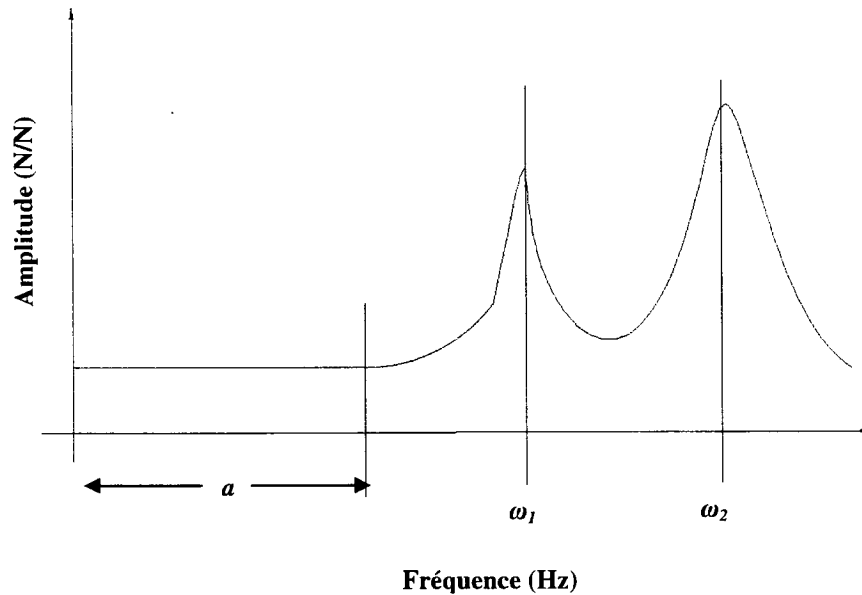


Figure 2.7: Allure de la fonction de transfert de la table dynamométrique

La Figure 2.7 illustre l'allure générale des fonctions de transfert mesurées. L'intervalle (a) représente la zone fréquentielle pour laquelle l'acquisition de donnée est bonne. Au-delà de cet intervalle, il y a détérioration du signal. De plus, (ω_1) et (ω_2) sont des fréquences naturelles du système qui doivent être évitées ainsi que les multiples et sous-multiples des celles-ci. Il faut donc s'assurer que la fréquence de passage de dent de l'outil pendant l'usinage se retrouve dans l'intervalle (a) et qu'elle n'est pas égale aux

fréquences naturelles du système ainsi qu'à leurs multiples et sous-multiples. La vitesse de rotation de la broche a finalement été établie à 8000 tr/min (voir section 3.1).

À partir des spécifications du fabricant de l'outil de coupe, une série de cinq vitesses d'avance a été déterminée pour effectuer du rainurage avec une profondeur de coupe axiale de 3 mm. Ces vitesses sont 0,025, 0,035, 0,045, 0,055 et 0,065 mm/dent. En résumé, la vitesse d'avance est le seul paramètre variable, la vitesse de rotation de la broche et la profondeur axiale de coupe étant des paramètres constants. C'est du fraisage de type rainurage qui est effectué. Pour chaque vitesse d'avance, une rainure est usinée d'une extrémité à l'autre du brut pour laquelle les forces de coupe sont mesurées dans les directions X, Y et Z de la table dynamométrique.

Pour chaque rainure usinée, le spectre acoustique a été enregistré à l'aide du microphone et du logiciel CUTPRO (module MALDAQ) pour s'assurer qu'il n'y avait pas de broutement. Si l'usinage est stable, la fréquence prédominante est la fréquence de passage de dent. S'il y a du broutement, c'est une autre fréquence qu'y est dominante : la fréquence naturelle de la structure. Dans ce cas, la fréquence de passage de dent doit donc être corrigée tout en respectant les caractéristiques dynamiques du système MOCN / table dynamométrique / brut mesurée précédemment.

Une fois les essais complétés, les forces mesurées ont été ramenées dans le repère X, Y et Z de l'outil. Par la suite, dix révolutions complètes de l'outil en régime permanent ont été sélectionnées pour chaque vitesse d'avance et pour lesquelles les forces de coupe moyennes ont été calculées. Ces forces moyennes ont ensuite été tracées en fonction de la vitesse d'avance pour les directions X et Y (voir Figure 1.6) et une régression linéaire fut effectuée. Finalement, les coefficients de coupe ont été calculés à partir d'éq. (1.6) et de eq. (1.7). Il à est noter que les coefficients associés aux forces dans la direction Z n'ont pas été calculés car le signal mesuré dans cette direction correspond principalement à du bruit numérique et à l'effet du fluide de coupe.

2.2.2. L'analyse modale expérimentale en fraisage

L'analyse modale expérimentale peut être divisée en quatre principales étapes; l'étude du problème, la mesure des fonctions de transfert du système, la détermination des modes ainsi que de leurs caractéristiques et, finalement, la simulation des lobes de stabilité.

Premièrement, il est essentiel de définir clairement le problème. À titre d'exemple, lorsque la profondeur de coupe axiale est grande, il est important de mesurer la fonction de transfert de l'outil à plusieurs points le long de cette profondeur de coupe axiale (Figure 2.8). Dans ce cas, le comportement vibratoire de la pièce devient important. Cela implique qu'il faut également mesurer les fonctions de transfert du système pièce / MOCN. À l'opposé, si la profondeur de coupe axiale est plutôt petite, un seul point d'impact pour la mesure des fonctions de transfert peut être suffisant et le comportement vibratoire de la pièce est négligeable. C'est-à-dire que seules les fonctions de transfert du système outil / porte-outil / MOCN sont alors mesurées.

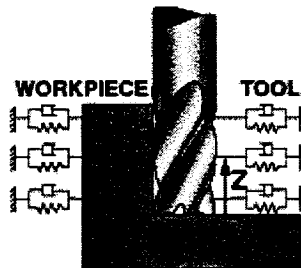


Figure 2.8: Schéma du système outil/pièce (source : [3])

Dans notre cas, l'usinage est effectué pour une petite profondeur de coupe axiale (Annexe A, Tableau A-11) et la pièce est considérée rigide. Par contre, pour l'outil, les fonctions de transfert ont été mesurées à plusieurs points d'impact dans le but d'obtenir la forme des modes de la structure. La forme du mode est la caractéristique d'un mode

vibratoire d'un système mécanique qui est définie par la position des points matériels (dans notre cas, les points d'impact) du système par rapport à la position de repos vibratoire. Il est donc possible de déterminer si les modes proviennent de l'outil / porte-outil ou de la MOCN.

Les Figure 2.9 et Figure 2.10 montrent les points d'impact pour la VL30-5X et la HU40-T. À l'aide d'un marteau à capteur piézoélectrique de force, le système est excité à chaque point d'impact montré aux Figure 2.9 et Figure 2.10. La réaction du système est mesurée par un accéléromètre inductif à hautes fréquences. L'accéléromètre n'est jamais déplacé, il demeure toujours à la position $Z=0$. Comme l'outil est relativement petit, la masse de l'accéléromètre risque d'influencer considérablement la fonction de transfert. Pour cela, un accéléromètre (Tableau A-2) à faible masse a été choisi pour la mesure : sa masse représente 0,93 % de la masse de l'outil et peut ainsi être négligée. La liste complète du matériel utilisé pour l'analyse modale expérimentale est donnée au Tableau A-9 de l'Annexe A.

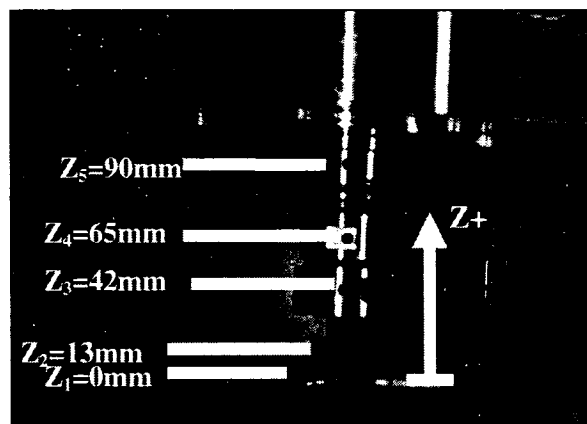


Figure 2.9: Points d'impact pour l'analyse modale de la VL30-5X

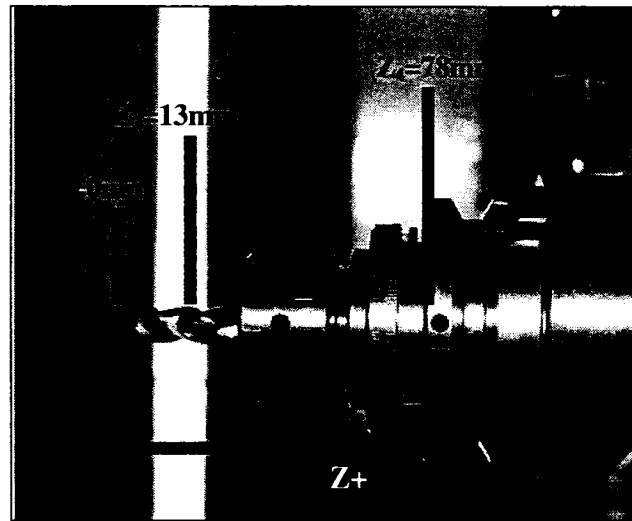


Figure 2.10: Points d'impact pour l'analyse modale de la HU40-T

En fraisage orbital, l'outil est excité dans les directions X et Y. En conséquence, pour tous les points d'impact, la mesure des fonctions de transfert doit être effectuée dans les directions X et Y de la MOCN. L'acquisition des signaux et l'évaluation des fonctions de transfert sont effectuées avec le logiciel CUTPRO (module MALTF). Le module MALTF suggère de faire une acquisition répétée de la fonction de transfert pour finalement obtenir la fonction de transfert « moyenne » et ainsi minimiser le bruit. De plus, il est fortement conseillé d'analyser la fonction de cohérence durant l'acquisition de données ce qui permet d'évaluer la qualité et la détérioration du signal mesuré.

Pour augmenter la répétabilité des mesures et des simulations des lobes de stabilité, la distance (L) de la Figure 2.11 est mesurée à chaque fois que l'outil est assemblé avec un porte-outil (Tableau A-5) : cette distance est la moyenne des distances mesurées à l'extrémité des trois dents et est approximativement de $28,7 \text{ mm} \pm 0,3 \text{ mm}$.

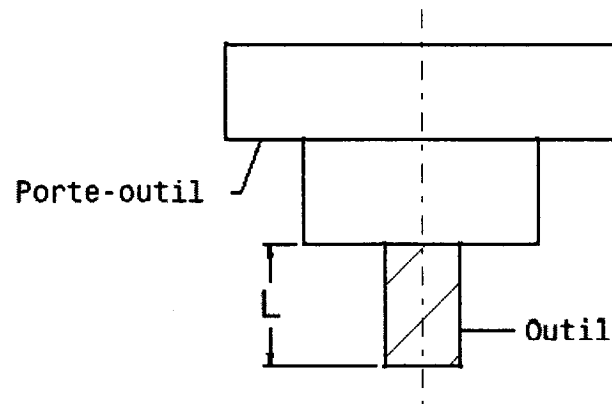


Figure 2.11: Montage outil / porte-outil

Subséquentement, les fonctions de transfert mesurées sont analysées avec le logiciel CUTPRO (module MODAL) indépendamment pour chaque direction : chaque mode doit être sélectionné. Il est important de sélectionner la totalité des modes de la structure car les lobes de stabilité sont fonction de la fréquence des modes (voir sous-section 1.4.3). Ainsi, négliger de sélectionner certains modes peut engendrer une mauvaise simulation des lobes de stabilité. En effet, cette négligence pourra avoir comme conséquence qu'il soit conclu que l'usinage est stable alors qu'en fait, il y a du broutement. CUTPRO détermine la fréquence, l'amortissement, la rigidité ainsi que la masse associée à chaque mode. À partir des mesures effectuées aux différents points d'impact, CUTPRO compare les fonctions de transfert de chaque point. Il est en mesure de déterminer la forme des modes en comparant l'amplitude des modes sélectionnés. À partir de celle-ci, il est possible de déterminer l'origine de chaque mode.

Finalement, les coefficients de coupe (sous-section 2.2.1) et les fonctions de transfert permettent de simuler les lobes de stabilité (Figure 1.9). Dans notre cas, cette simulation a été répétée pour les deux MOCN utilisées, soit la HU40-T et la VL30-5X. La simulation est effectuée en considérant les paramètres modaux déterminés précédemment dans

les directions X et Y, les coefficients de coupe et les paramètres de l'usinage. Ces paramètres sont les suivants:

- Le sens de rotation de la broche (sens horaire)
- Le type de fraisage : en avalant
- La vitesse d'avance (en mm/dent): 0,04, 0,08 et 0,12
- La profondeur de coupe radiale (en mm): 0,127

Les vitesses d'avance et la profondeur de coupe radiale sont déterminées à la sous-section 2.2.3.1.

2.2.3. Tests de circularité

Les tests de circularité sont des tests dynamiques de métrologie machine (voir section 1.6). Ces tests permettent la comparaison des performances des deux types de systèmes d'entraînement étudiés. Les essais effectués précédemment sont préalables aux tests de circularité. Trois types de tests de circularités ont été effectués et sont décrits dans les trois sous-sections qui suivent; des tests d'usinage, des tests à vide et la détermination de l'erreur de position servo.

L'objectif principal des ces tests est de caractériser et de comparer une MOCN à système d'entraînement par vis à billes par rapport à une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires durant le fraisage orbital à hautes vitesses. Les tests d'usinage sont comparés aux tests à vide pour voir si le comportement de la MOCN se répète dans ces deux tests. Tous les tests sont effectués sur les deux MOCN décrites à la section 2.1. L'Hypothèse expérimentale I est établie pour les tests de circularité.

Hypothèse expérimentale I. Une variation de position selon l'axe Z des MOCN n'influence pas les erreurs de poursuite provenant de l'interpolation circulaire dans le plan XY.

2.2.3.1. Tests d'usinage

Les tests d'usinage peuvent être divisés en deux sections : une première série de tests effectuée durant le mois de novembre 2004 et une seconde série de tests faite au mois de mars 2005 dont la stratégie d'usinage fut modifiée. Il est à noter qu'une seule pièce a été utilisée pour les essais. Quatre instances de cette pièce ont été usinées pour la première série de tests et une instance a été usinée pour la deuxième série de tests.

Premièrement, deux instances avec les mêmes paramètres ont été usinées sur les deux MOCN étudiées pour être en mesure de comparer celles-ci. Deuxièmement, comme la VL30-5X possède une plus grande vitesse de rotation de broche maximale que la HU40-T, une troisième instance a été usinée sur la VL30-5X avec des vitesses d'avance et de rotation de la broche plus élevées que les deux premières instances. Finalement, une quatrième instance a été usinée sur la VL30-5X avec les mêmes paramètres que la troisième instance mais avec la fonction HPCC (sous-section 2.1.4). Il est à noter que tous les usinages en interpolation circulaire sont effectués en G03 : l'outil subit une rotation dans le sens horaire et le fraisage est en avalant.

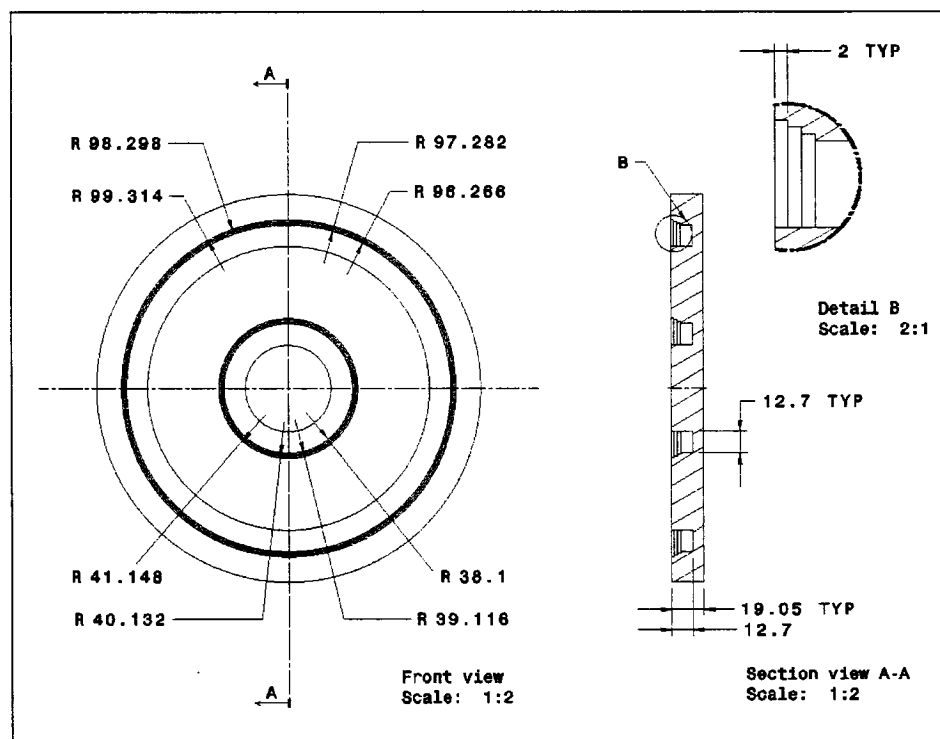


Figure 2.12: Pièce utilisée pour les tests d'usinage (les dimensions sont en mm)

La Figure 2.12 illustre la pièce modélisée pour les tests d'usinage. Le matériau de cette pièce est l'alliage léger Al6061-T6. Cette pièce a une totalité de six diamètres mais, seulement trois vitesses d'avance sont utilisées pour chaque instance; une même vitesse d'avance est utilisée pour deux diamètres différents. Cela signifie qu'il y a un total de six accélérations par instance. La profondeur de coupe radiale est de 0,127 mm et est un paramètre constant pour tous les essais. Les vitesses d'avances par dent sont aussi des paramètres constants pour tous les essais. Excluant la MOCN et la fonction HPCC, le seul paramètre variable d'une instance à l'autre est la vitesse de rotation de la broche. Par contre, elle demeure constante pour chaque instance. Les vitesses de rotation de broche sont déterminées suite aux résultats (sous-section 2.2.2) de l'analyse modale expérimentale. Le Tableau A-11 donne les paramètres utilisés pour les quatre instances. En ce qui concerne l'outil, c'est celui du Tableau A-1 qui est utilisé pour tous les tests d'usinage. Le Tableau A-7 donne la liste du matériel utilisé pour les tests d'usinage.

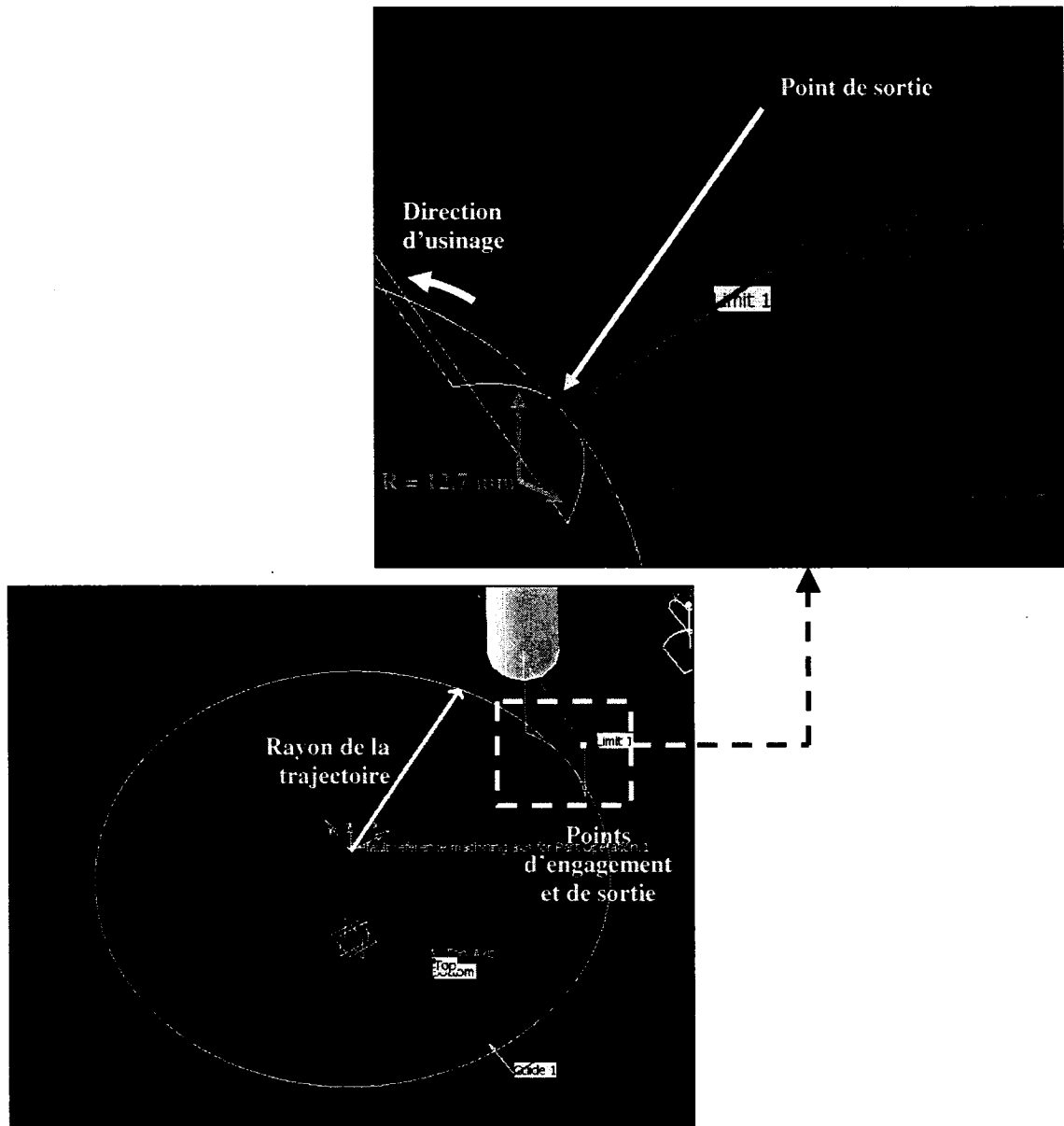


Figure 2.13: Stratégie d'usinage pour les instances #1 à #4

La Figure 2.13 illustre la stratégie d'usinage utilisée pour les instances 1 à 4. L'approche est effectuée en arc de cercle, tangent à l'alésage usiné au point d'engagement dans la matière, avec un rayon de 12,7 mm et une vitesse d'approche de

300 mm/min. Le point d'engagement est en $X=+R$ et $Y = 0$ où R est le rayon de l'interpolation circulaire. Une fois l'outil engagé dans la matière, la vitesse augmente pour atteindre la vitesse d'usinage désirée (voir Tableau A-11). Lorsque l'outil a complété l'interpolation circulaire, soit 360° , et revient au point d'engagement, il effectue un arc de chevauchement correspondant à dix pourcent du diamètre de l'outil sans variation de vitesse. Une fois cet arc complété et que l'outil est arrivé au point de sortie, l'outil sort de la matière en arc de cercle. Tout comme l'approche, cet arc de cercle a un rayon de 12,7 mm, une vitesse de sortie de 300 mm/min et est tangent à l'alésage usiné au point de sortie.

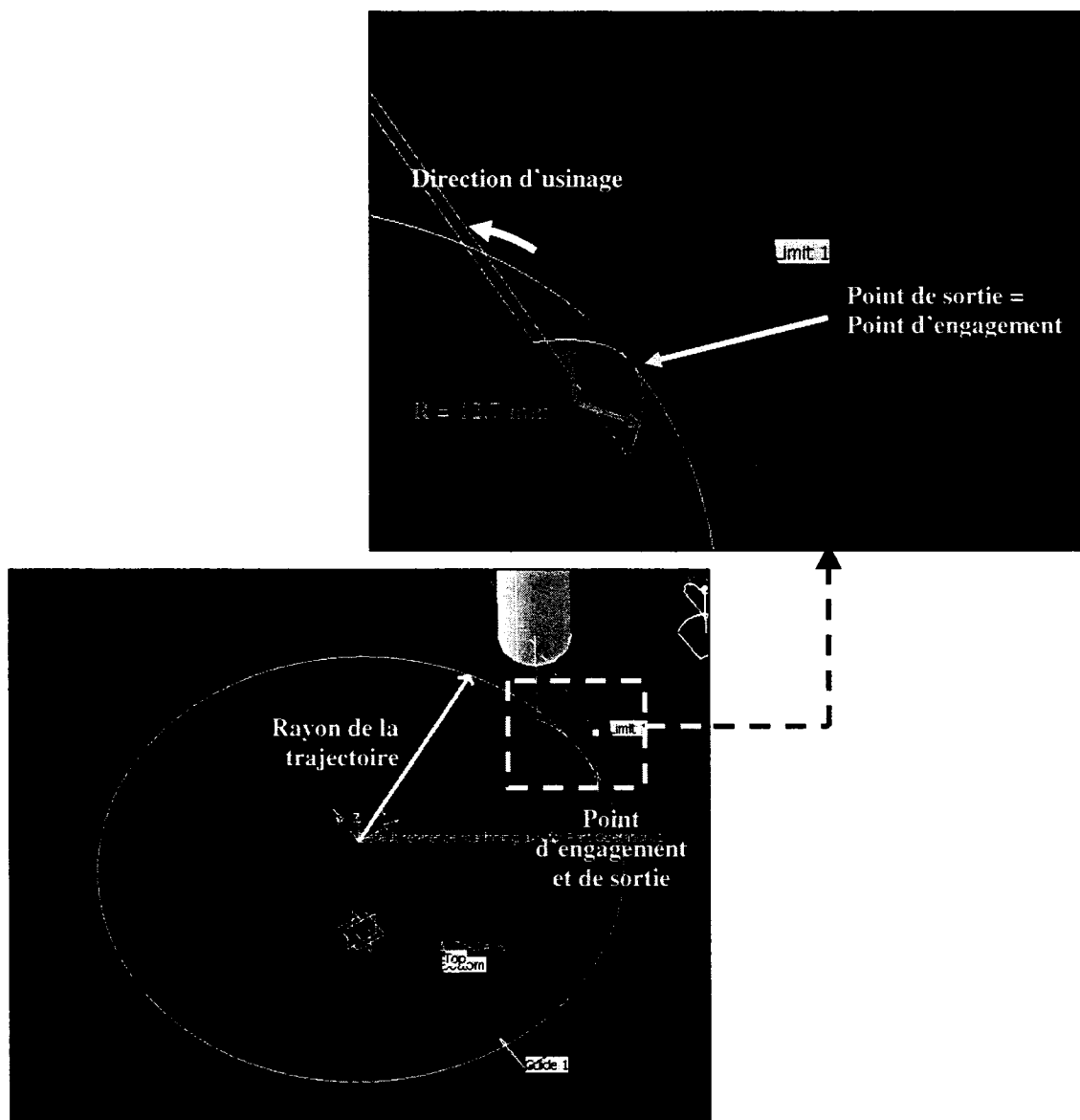


Figure 2.14: Stratégie d'usinage pour l'instance #5

Suite à l'analyse des résultats effectuée pour les quatre premières instances (voir la sous-section 3.3.2), certaines modifications ont été apportées à la stratégie d'usinage pour l'usinage de la cinquième instance. Celle-ci a été usinée sur la VL30-5X et les paramètres de coupe sont les mêmes que ceux de l'instance #3 (voir le Tableau A-11). La Figure 2.14 illustre cette nouvelle stratégie d'usinage. L'approche est encore effectuée

en arc de cercle, tangent à l'alésage usiné au point d'engagement dans la matière, avec un rayon de 12,7 mm. Par contre, la vitesse d'approche est égale à la vitesse d'usinage. De plus, une fois l'interpolation circulaire complétée, l'outil ne fait pas d'arc de chevauchement. C'est-à-dire que le point de sortie est le même que le point d'engagement. Finalement, la sortie est effectuée en arc de cercle, tangent à l'alésage usiné au point de sortie, avec un rayon de 12,7 mm et une vitesse égale à la vitesse d'usinage.

Finalement, comme les profondeurs de coupe radiale et axiale sont très petites et que l'usinage d'un alliage léger est effectué avec un outil fait en carbure, l'Hypothèse expérimentale II est établie pour tous les tests d'usinage. Cette hypothèse est vérifiée à partir des résultats de la sous-section 2.2.5.

Hypothèse expérimentale II. Pour les conditions de coupe utilisées, la variation de la flexion de l'outil entre chaque vitesse d'avance par dent est négligeable sur les défauts de forme mesurés.

Toutes les instances usinées ont été mesurées sur une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT). Le diamètre du rubis du palpeur est de 300 μm , la vitesse du palpeur est de 5 mm/s, le pas de mesure est de 50 μm et le palpé est effectué en continu.

2.2.3.2. Tests à vide

Les tests à vide consistent à répéter les tests d'usinage circulaire avec le KGM 182 de HEIDENHAIN. Ces tests ne sont donc pas affectés par les forces de coupe comme il n'y a aucun usinage et ils permettent d'obtenir la position dynamique de la broche des MOCN (section 1.6). Comme il n'y a pas d'usinage, il n'y a pas de vitesse d'avance par dent et de rotation d'outil. Seule la vitesse d'avance linéaire est donc concernée. Les vitesses d'avance linéaires et les rayons des trajectoires sont les mêmes que les tests d'usinage (voir le Tableau A-11). Le logiciel ACCOM utilisé pour la programmation de

la trajectoire du KGM 182 ne permet pas de débiter l'acquisition de données qu'avec le départ de la broche.

La Figure 2.15 illustre la méthode utilisée pour l'acquisition de données. Le départ de la broche est effectué à $Y = 0$ et $X = +R$, où R est le rayon de la trajectoire. La broche effectue un parcours angulaire de 180° sans acquisition de données. L'acquisition de données commence donc à $Y=0$ et $X=-R$ et se poursuit pour un parcours angulaire de 360° de la broche, soit un cercle complet. Ensuite, la broche continue sa trajectoire pour un parcours angulaire de 180° sans qu'il y ait acquisition de données et la broche revient à sa position de départ. Il est à noter que le point de départ n'a pas d'importance puisque l'acquisition est seulement faite en régime permanent et pour une interpolation circulaire complète (360°).

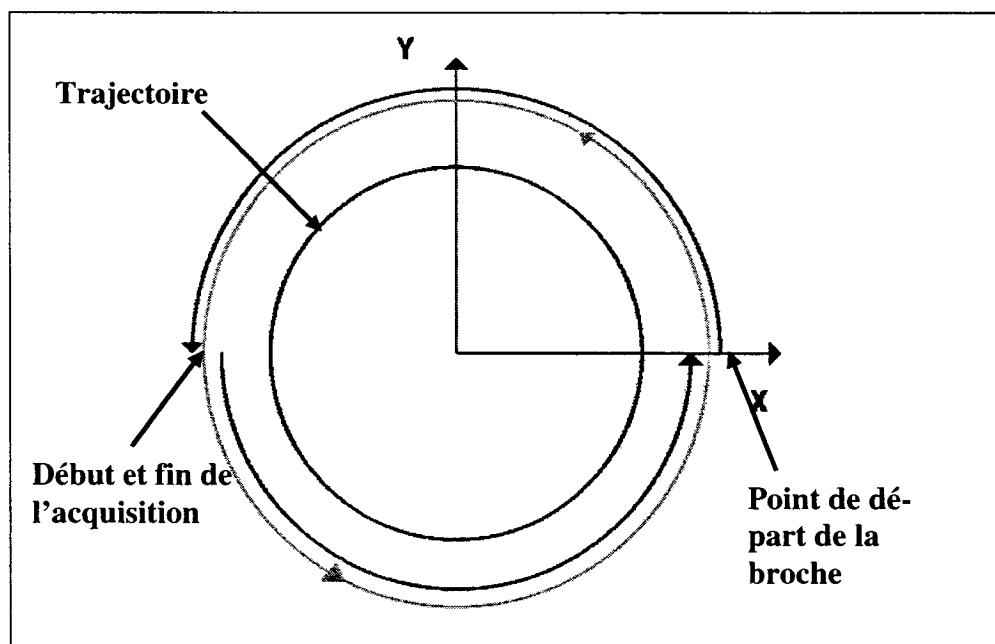


Figure 2.15: Concept de l'acquisition de données utilisé pour le KGM 182 de HEI-DENHAIN

En outre, durant tous les essais effectués avec le KGM 182, les accélérations des deux axes, soit X et Y des MOCN, ont été mesurées avec des accéléromètres capacitifs à basse fréquence. Le Tableau A-8 donne la liste complète de l'équipement utilisé pour les essais.

2.2.3.3. Tests de l'erreur de position servo

L'objectif de mesurer l'erreur de position servo (voir sous-section 1.5.1) est de distinguer les erreurs provenant du système de servocommande des erreurs provenant de la structure mécanique de la MOCN. L'erreur de position servo est la différence entre la position (en pulsations) générée par le générateur de commande et la position (en pulsations) lue à l'encodeur. L'erreur de position servo correspond donc aux erreurs provenant du système de servocommande et exclut les erreurs provenant de la structure mécanique de la MOCN.

Les contrôleurs CCN des MOCN sont des contrôleurs Fanuc qui offrent la possibilité d'aller chercher cette information directement au contrôleur à partir de la fonction *Waveform Diagnosis*. Le signal recueilli est donc tracé à l'écran du contrôleur et il est possible de sauvegarder le signal tracé. Ce signal est en pulsations qui doivent être converties en millimètres. Une première fonction MATLAB est développée pour compenser le dépassement et la discontinuité du signal du moteur et une deuxième fonction MATLAB effectue la conversion de ce signal en millimètres. Il est à noter que ces tests de circularité sont répétés pour les mêmes paramètres que les tests de circularité à vide et qu'il n'y a rien de monter sur la MOCN au moment des essais.

Deux types de signaux ont été récupérés à l'aide de la fonction *Waveform Diagnosis* du contrôleur pour les axes X et Y des MOCN : l'erreur de position servo et la position générée par le générateur de commande (signal 2 de la Figure 1.11). L'acquisition des données a été effectuée selon le principe illustré à la Figure 2.16.

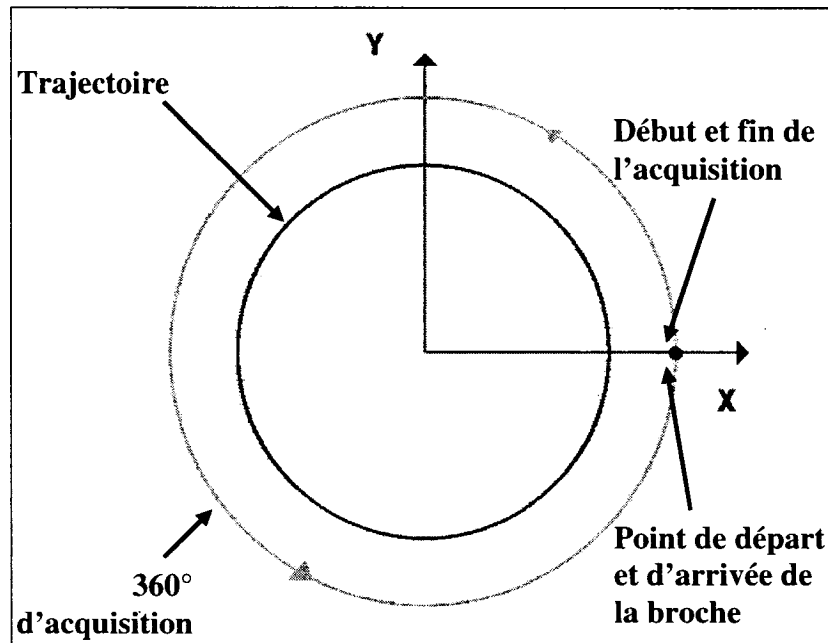


Figure 2.16: Concept de l'acquisition de données utilisé pour la position servo

2.2.4. Tests comparatifs : barre à aléser vs fraisage orbital

Ces tests d'usinage ont pour objectif de comparer la qualité d'un alésage par fraisage orbital à celle d'un alésage par barre à aléser. Pour ce faire, l'usinage des alésages par barre à aléser et par fraisage orbital a été effectué pour plusieurs conditions de coupe et répété sur les deux MOCN, soit la HU40-T et la VL30-5X.

En premier lieu, une barre à aléser compatible pour les deux MOCN a été sélectionnée. Les principales contraintes sont celles de la VL30-5X, soit la longueur et la masse maximales admissibles pour l'outil. Finalement, une barre à aléser à plaquette pouvant usiner un diamètre nominal de 14,86 mm a été choisie (voir le Tableau A-3). La barre à aléser est insérée dans un porte-outil par l'intermédiaire d'une pince de serrage et elle est composée de plaquette (voir le Tableau A-4); cela introduit plusieurs variables pour le diamètre usiné par cet outil. À partir des spécifications du fournisseur de la barre à alé-

ser, une profondeur de coupe radiale 0,254 mm fut choisie pour les deux opérations, soit l'alésage par barre à aléser et par fraisage orbital.

Rappelons-nous que l'objectif industriel est d'utiliser une seule fraise pour l'usinage d'une grande plage diamétrale d'alésages. En conséquence, la fraise utilisée (voir Tableau A-1) pour le fraisage orbital de cette section est la même que celle utilisée pour les tests d'usinage effectués précédemment. La stabilité du fraisage a été vérifiée par simulation des lobes de stabilité. Cette simulation est la même que celle effectuée à la sous-section 2.2.2 sauf pour la profondeur de coupe radiale qui fut modifiée de 0,127 mm à 0,254 mm. Ensuite, les vitesses de coupe furent déterminées. Comme les deux MOCN n'ont pas les mêmes capacités de vitesse de rotation de la broche, plusieurs alésages par fraisage orbital ont été usinés sur la VL30-5X. En ce qui concerne les alésages par barre à aléser, deux ont été usinés sur chaque MOCN aux vitesses de coupe recommandées par le fabricant.

Les Figure 2.17 et Figure 2.18 illustrent les modèles des pièces usinées sur les deux MOCN où les alésages sont identifiés. Le diamètre de tous les alésages usinés est de 14,86 mm, mesure qui correspond au diamètre nominal pouvant être usiné par la barre à aléser. En ce qui concerne les alésages pour lesquels la finition a été faite par fraisage orbital, l'ébauche et la finition sont faites sur une profondeur axiale de 6,35 mm. Pour ceux dont la finition a été effectuée par barre à aléser, l'ébauche est faite sur une profondeur axiale de 10,16 mm alors que la finition est faite sur une profondeur axiale de 6,35 mm. L'objectif associé à cette différence de profondeur consiste à éviter l'engorgement des copeaux durant la finition qui pourrait nuire au fini de surface. Le Tableau A-12 donne le reste des paramètres de coupe pour tous les alésages et le Tableau A-10 donne la liste détaillée de l'équipement utilisé.

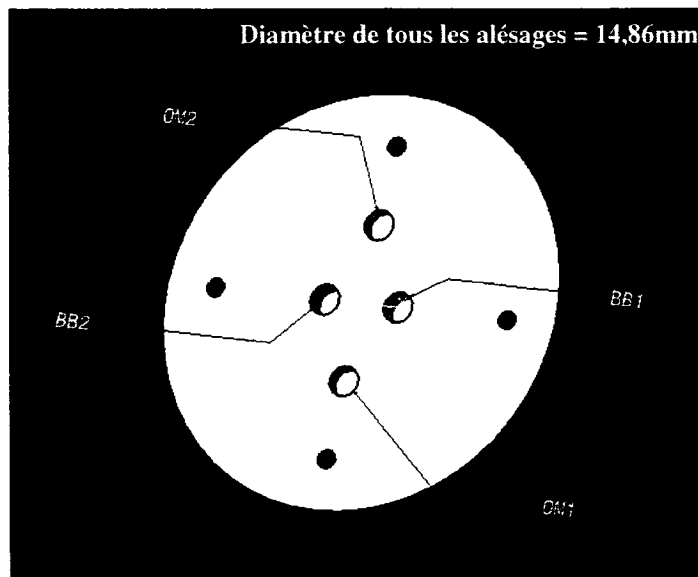


Figure 2.17: Modèle de la pièce usinée sur la HU40-T

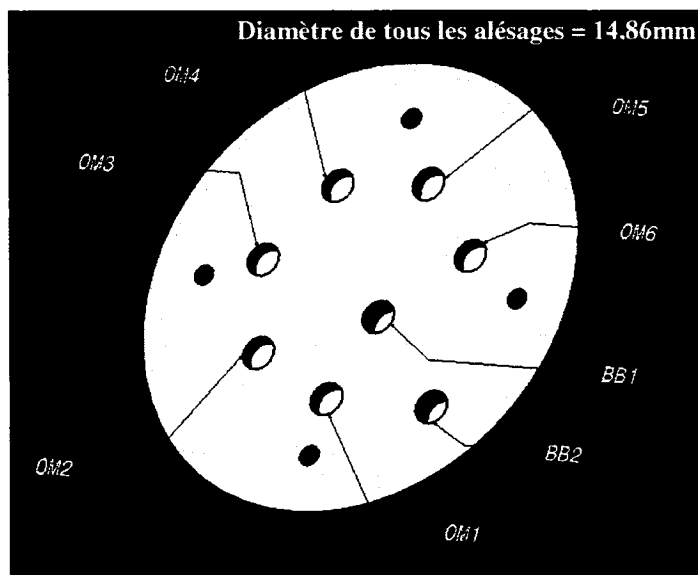


Figure 2.18: Modèle de la pièce usinée sur la VL30-5X

L'ébauche de tous les alésages est faite par alésage hélicoïdal avec un rayon d'approche et de sortie de 2,29 mm. La Figure 2.19 illustre la stratégie d'usinage utilisée pour les alésages par fraisage orbital. Tout comme pour les stratégies de fraisage orbital utilisées

précédemment, l'usinage est un fraisage en avalant et l'interpolation circulaire est de type G03. L'approche et la sortie sont programmées au même point, point qui est indiqué par un point rouge à la Figure 2.19. Par contre, comme le diamètre de l'outil se rapproche du diamètre de l'alésage, l'engagement et la sortie sont effectués en deux points distincts indiqués par des points jaunes à la Figure 2.19. Les rayons d'engagement et de sortie sont de 2,29 mm et les vitesses respectives sont celles de l'usinage.

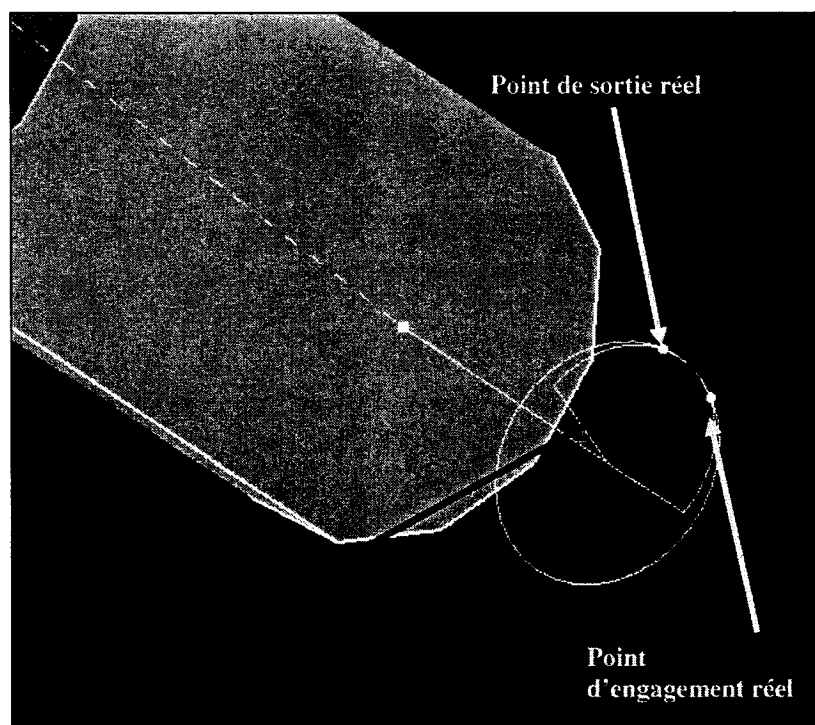


Figure 2.19: Stratégie d'usinage pour le fraisage orbital

Tous les alésages ont été mesurés sur une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT). Le diamètre du rubis du palpeur est de 300 μm , la vitesse du palpeur est de 2 mm/s, le pas de mesure est de 50 μm et le palpéage est continu.

2.2.5. Simulations de forces et de flexion d'outil

Les simulations des forces de coupe et de la flexion de l'outil sont nécessaires pour valider l'Hypothèse expérimentale II. Idéalement, les forces de coupe seraient mesurées durant l'usinage des instances et la flexion de l'outil pourrait être déterminée à partir de ces forces. Par contre, une table dynamométrique constitue une structure flexible avec des modes vibratoires. Conséquemment, son utilisation peut influencer l'usinage. Pour cette raison, elle n'est pas utilisée durant les essais. En revanche, il est possible de simuler les forces de coupe et la flexion de l'outil à partir des coefficients de coupe et du logiciel CUTPRO. Le logiciel CUTPRO ne simule malheureusement pas l'usinage en interpolation circulaire. C'est-à-dire qu'il suppose que la direction de la vitesse d'avance et celle normale à la surface usinée coïncident avec les axes X et Y de la MOCN (Figure 2.20).

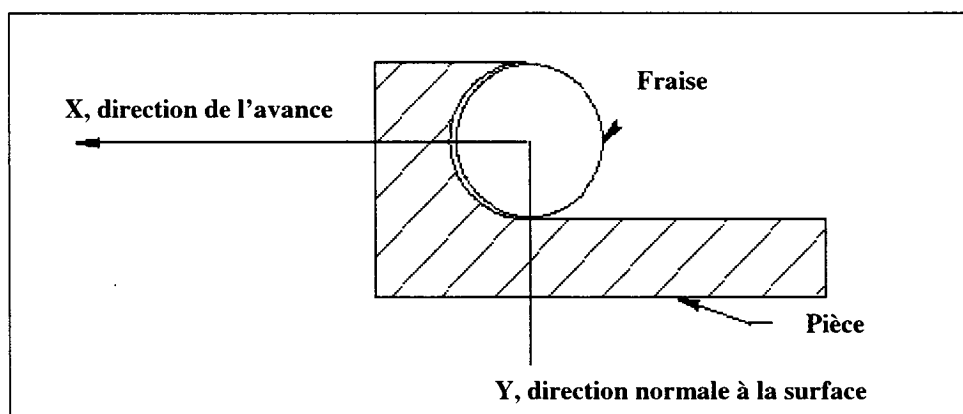


Figure 2.20: Modèle de la simulation du logiciel CUTPRO

Finalement, il est possible d'obtenir le couple et la puissance requise à la broche théoriques nécessaires au procédé d'usinage pour lequel les forces de coupe et la flexion d'outil sont simulées. Le couple et la puissance simulés sont donc comparés aux graphiques (voir les Figure 2.2 et Figure 2.4) caractéristiques pour chaque MOCN. Ces deux valeurs simulées doivent respecter les limites spécifiées des MOCN.

Chapitre 3: Analyse des résultats et discussion

Ce chapitre a pour objectif de décrire et d'expliquer la procédure utilisée pour l'analyse des résultats, de montrer ces résultats et de discuter de ces derniers. Il est divisé en quatre sections principales: l'identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage, l'analyse modale expérimentale en fraisage, les tests de circularité ainsi que les tests comparatifs.

3.1. L'identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage

Les principales étapes expérimentales devant être effectuées pour l'identification expérimentale des coefficients de coupe sont les suivants :

1. La mesure des fonctions de transfert du système MOCN / table dynamométrique / brut;
2. Les tests d'usinage avec mesure des forces de coupe;
3. La détermination des coefficients de coupe.

Les Figure 3.1 et Figure 3.2 illustrent les fonctions de transfert mesurées pour le système MOCN / table dynamométrique / brut dans la direction X et Y de la MOCN. À partir de celles-ci, il est possible de déterminer la plage fréquentielle pour laquelle la qualité du signal mesuré par la table dynamométrique est bonne. Dans notre cas, cette plage est de 0 à 1500 Hz. Le Tableau 3-1 donne les fréquences naturelles mesurées pour les directions X et Y de la MOCN. Ces fréquences, leurs multiples ainsi que leurs sous-multiples doivent être évités. La vitesse de rotation de la broche est établie à 8000 tr/min, soit une fréquence de passage de dent de 400 Hz. Une fréquence de 400 Hz n'est pas égale aux fréquences naturelles mesurées ainsi qu'à leurs sous-multiples et elle se trouve à l'intérieur de la plage fréquentielle mesurée, soit de 0 à 1500 Hz.

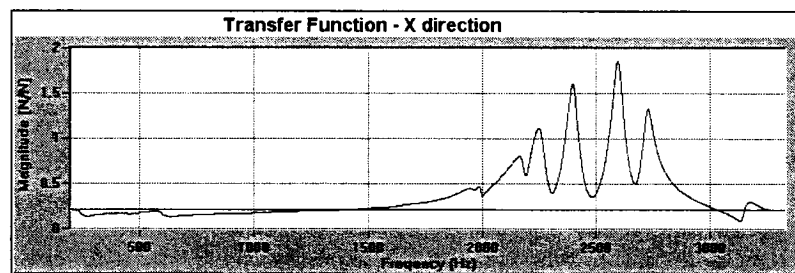


Figure 3.1: Fonction de transfert mesurée du système MOCN / table dynamométrique / brut dans la direction X

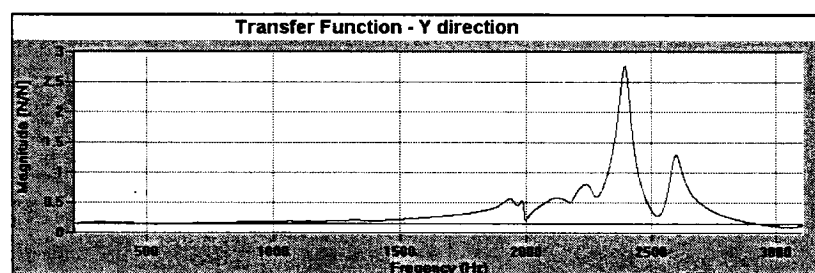


Figure 3.2: Fonction de transfert mesurée du système MOCN / table dynamométrique / brut dans la direction Y

Tableau 3-1: Fréquences naturelles mesurées pour le système MOCN / table dynamométrique / brut

Direction	Fréquence (Hz)
X	1950
	2170
	2250
	2395
	2595
	2725
Y	1945
	2070
	2240
	2595

Durant chaque usinage, le spectre acoustique a été mesuré pour vérifier qu'il n'y avait pas de broutement. Les forces mesurées avec la table dynamométrique sont dans le repère de cette table. Elles sont donc ramenées dans le repère de l'outil (voir sous-section B.1, Annexe B). Les Figure B.2 à Figure B.6 de l'Annexe B illustrent les forces de coupe mesurées pour dix révolutions complètes de l'outil dans le repère XYZ de l'outil (voir Figure 1.4) pour les cinq vitesses d'avance prédéterminées. En observant ces figures, il est possible de constater que les forces générées par chaque dent de l'outil n'ont pas la même amplitude. Cela provient du battement axial de la fraise de l'outil. En revanche, le battement axial de la fraise n'est pas important pour la détermination des coefficients de coupe puisque c'est la force moyenne par révolution qui est calculée (voir section 1.3).

La Figure 3.3 illustre les forces moyennes mesurées en fonction de la vitesse d'avance pour les directions X et Y de l'outil. La régression linéaire et l'équation propre à chaque régression sont présentes sur cette figure. À partir de ces éléments, de éq. (1.6) et de éq. (1.7), les coefficients de coupe ont été calculés. Pour le calcul des coefficients de coupe, une fonction MATLAB a été développée et le logiciel CUTPRO a été utilisé pour valider les résultats. Les coefficients obtenus sont donnés au Tableau 3-2.

Il ne faut pas oublier que ces coefficients sont uniquement valides pour le fraisage de l'alliage léger Al 6061-T6 avec la fraise du Tableau A-1. De plus, l'usure de l'outil, les variations géométriques d'une instance à l'autre de la fraise et l'hétérogénéité du matériau peuvent engendrer une variation des coefficients de coupe.

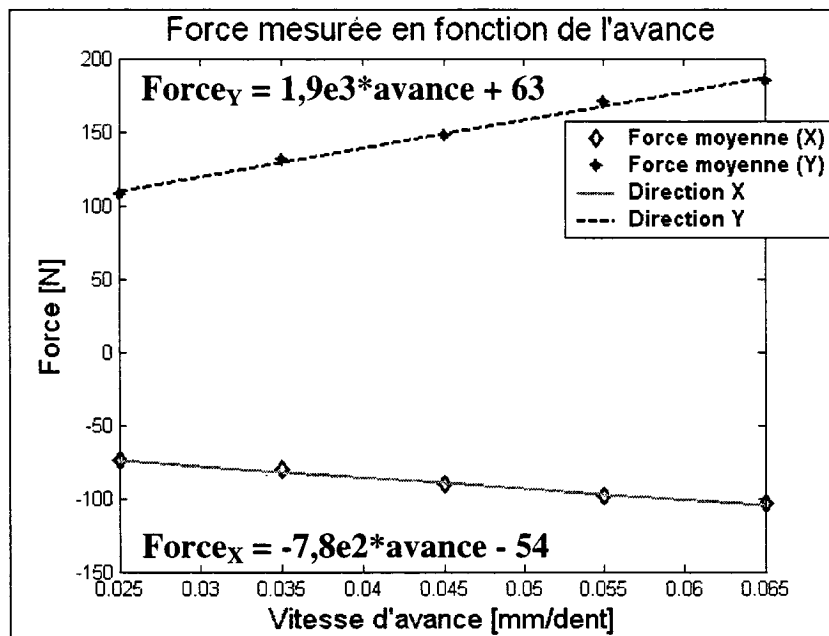


Figure 3.3: Forces moyennes mesurées en fonction de la vitesse d'avance pour les directions X et Y

Tableau 3-2: Coefficients de coupe

K_{tc}	853.35
K_{rc}	346.38
K_{te}	21.85
K_{re}	18.93

3.2. Analyse modale expérimentale en fraisage

Pour chaque MOCN, deux fonctions de transfert ont été mesurées; une pour la direction X et une pour la direction Y (repère de la MOCN). Il est à noter qu'il ne s'agit pas seulement de la MOCN mais aussi du porte-outil et de l'outil. Les Figure 3.4 et Figure 3.5 illustrent les fonctions de transfert mesurées pour la HU40-T dans les directions X et Y. Les Figure 3.6 et Figure 3.7 illustrent celles pour la VL30-5X dans les directions X et Y. Deux fonctions de transfert sont tracées sur chacune de ces figures. La première représente la fonction de transfert mesurée. Quant à la deuxième, elle représente la fonction

de transfert des modes sélectionnés. C'est-à-dire, une fois que tous les modes désirés ont été sélectionnés, à partir de la fonction de transfert mesurée, une fonction de transfert est tracée pour ces modes. Conséquemment, les modes non désirés (s'il y en a) ne sont plus présents dans la nouvelle fonction de transfert.

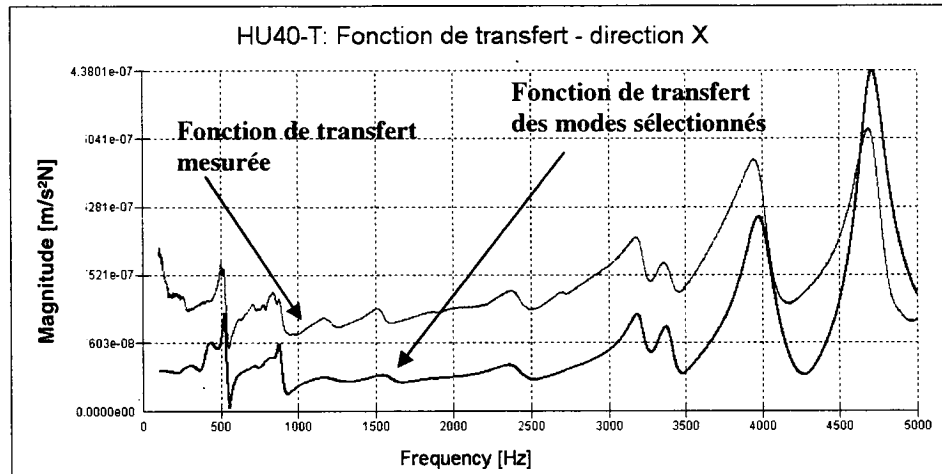


Figure 3.4: Fonction de transfert mesurée pour la HU40-T dans la direction X

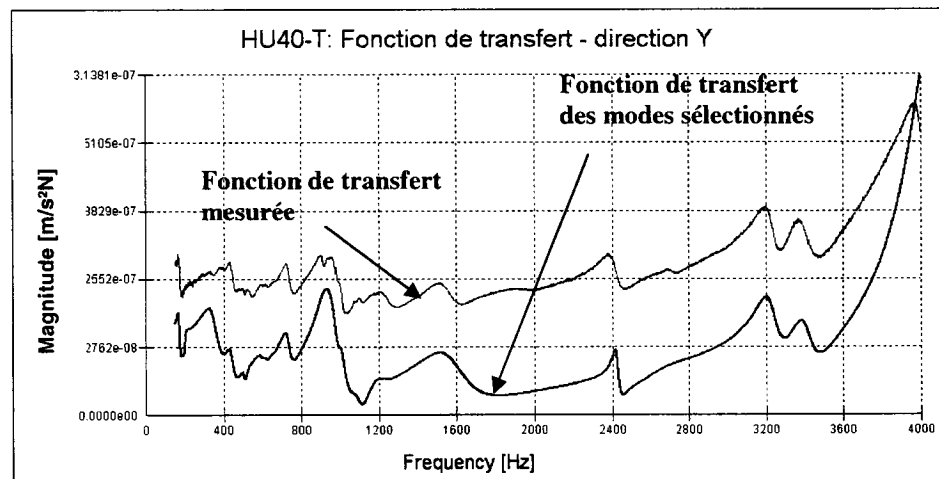


Figure 3.5: Fonction de transfert mesurée pour la HU40-T dans la direction Y

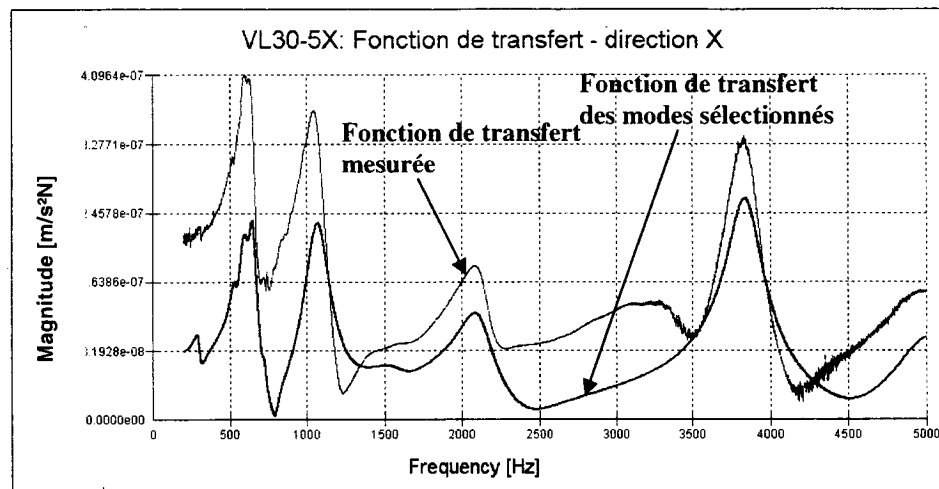


Figure 3.6: Fonction de transfert mesurée pour la VL30-5X dans la direction X

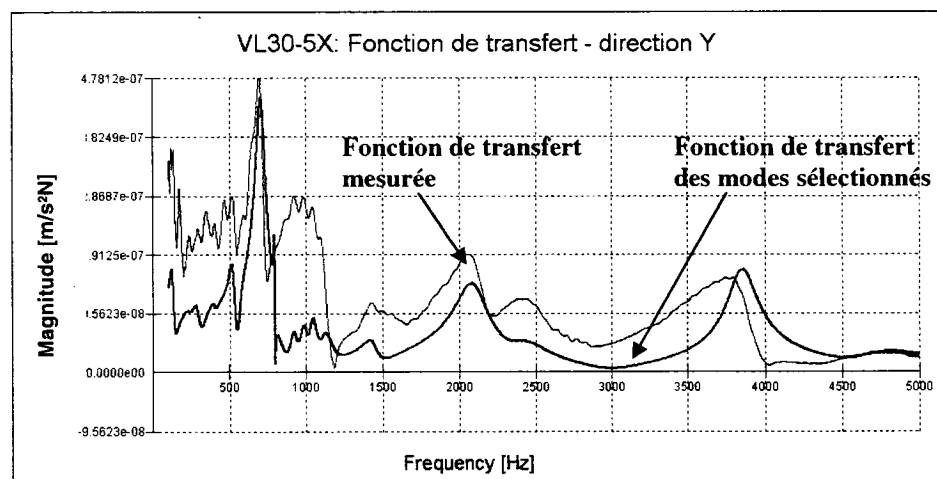


Figure 3.7: Fonction de transfert mesurée pour la VL30-5X dans la direction Y

La mesure de la fonction de transfert pour un outil ayant un diamètre inférieur à 10 mm est difficile. L'excitation du système avec le marteau est plus difficile pour un plus petit outil, qui est souvent plus flexible, nuisant ainsi à la qualité du signal mesuré. Ensuite, comme la masse de l'outil n'est pas très élevée et que les fréquences naturelles sont inversement proportionnelles à la masse (éq. (1.10)), de nombreuses fréquences naturelles pour ce type d'outil ont souvent des fréquences très élevées. Conséquemment, une détec-

rioration trop rapide du signal risque d'engendrer l'absence de certaines fréquences naturelles importantes. Les lobes de stabilité simulés à partir de ces résultats risquent de comporter des erreurs importantes induisant ainsi l'erreur. Il faut donc être prudent avec les résultats obtenus et des mesures supplémentaires devraient être utilisées pour vérifier la stabilité de l'usinage pour ce type de situation comme la mesure du spectre acoustique durant l'usinage ou bien l'analyse de la surface usinée.

3.2.1. Simulation des lobes de stabilité

Les Figure 3.8 et Figure 3.9 illustrent les lobes de stabilité simulés à partir des coefficients de coupe, les fonctions de transfert mesurées et les paramètres de coupe. Les résultats sont présentés pour des vitesses de rotation de broche allant de 10 000 tr/min jusqu'à la vitesse maximale de la broche, soit 15 000 tr/min pour la HU40-T et 25 000 tr/min pour la VL30-5X. De plus, les lobes ont été simulés pour les trois vitesses d'avance par dent utilisées durant l'usinage. Les lobes illustrés aux deux figures précédentes illustrent les résultats obtenus pour les trois vitesses d'avance par dent. Pour les deux MOCN, la vitesse d'avance n'a aucun effet sur la simulation des lobes de stabilité du logiciel CUTPRO.

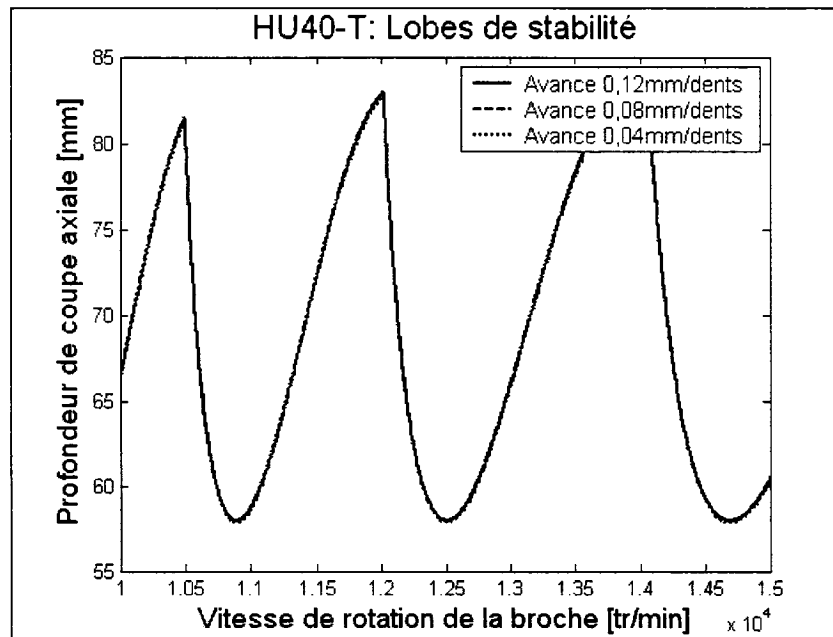


Figure 3.8: Lobes de stabilité simulés pour la HU40-T

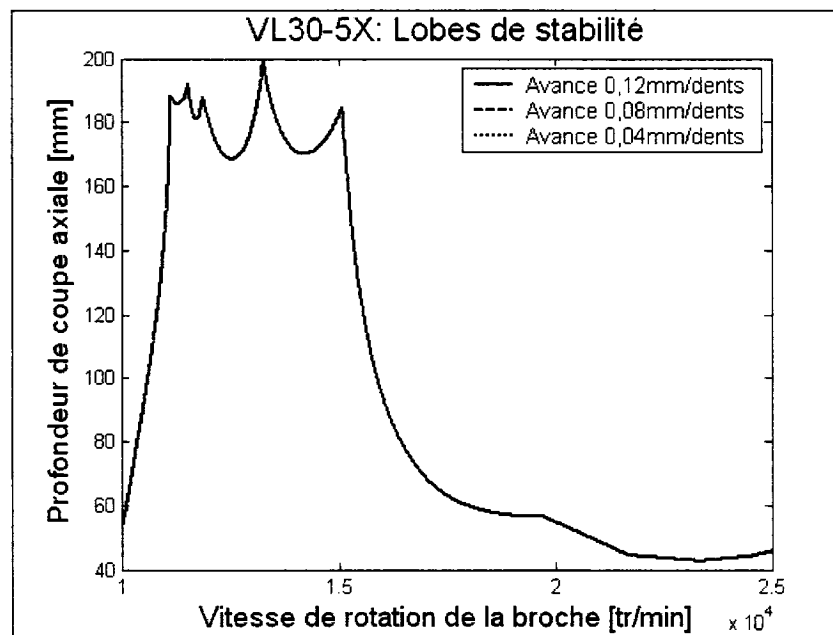


Figure 3.9: Lobes de stabilité simulés pour la VL30-5X

À partir des Figure 3.8 et Figure 3.9, la profondeur axiale de coupe est établie à 2 mm pour les deux MOCN, les vitesses de rotation de la broche sont établies à 13 300 tr/min pour la HU40-T, 13 300 et 19 000 tr/min pour la VL30-5X (voir le Tableau A-11, Annexe A).

3.2.2. Origine des modes mesurés

Les Tableau B-1 à Tableau B-4 de l'Annexe B donnent les paramètres modaux dans les directions X et Y des MOCN analysées (la HU40-T et la VL30-5X). Ces paramètres sont déterminés à l'aide du logiciel CUTPRO. La fréquence du mode est donnée suivie de l'amortissement (c), de la masse (m) et de la rigidité modale (k) propre à chaque mode. Les trois derniers paramètres sont ceux utilisés pour la modélisation masse/amortisseur/ressort, d'un système mécanique et peuvent être retrouvés dans éq. (1.8). Finalement, l'origine de chaque mode est aussi fournie aux Tableau B-1 à Tableau B-4. L'appellation machine indique que le mode provient de la MOCN, l'appellation porte-outil/outil indique qu'il provient de ces deux éléments, l'appellation outil indique qu'il provient de l'outil et l'appellation porte-outil qu'il provient de celui-ci.

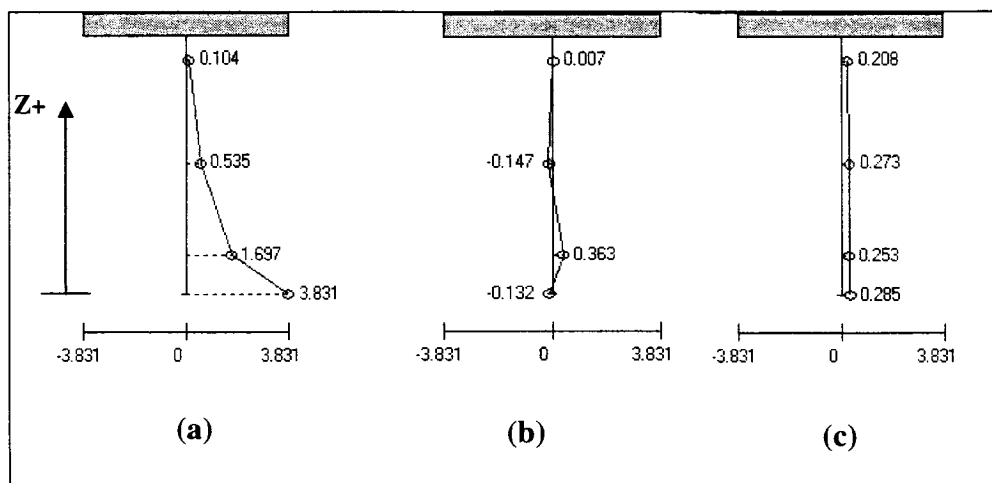


Figure 3.10: La forme de certains modes, tel que présentés par le logiciel CUTPRO (source : [3]), pour la HU40-T dans la direction X (voir Tableau B-1, Annexe B); (a) est le mode #21, (b) le mode #17 et (c) le mode #12

La Figure 3.10 illustre trois exemples de résultats pour la forme des modes. Les quatre points illustrés pour les trois modèles de cette figure sont les points d'impact de la Figure 2.10. Les deux premières situations sont des cas où le mode provient du système porte-outil / outil et le dernier cas illustre un mode qui provient de la MOCN. En comparant ces résultats, une différence importante peut être constatée entre les deux MOCN. Pour la HU40-T, plus d'un mode sur trois proviennent de la MOCN, mais les modes les plus importants proviennent du système porte-outil / outil. Du côté de la VL30-5X, presque la totalité des modes identifiés proviennent du porte-outil, de l'outil ou de la combinaison de ceux-ci. Comparativement à la HU40-T, le porte-outil utilisé pour la VL30-5X a une très grande flexibilité. Le remplacement de ce dernier par un autre porte-outil pourrait être envisagé pour augmenter la rigidité du système.

3.3. Les tests de circularité

Cette section présente les résultats pour les trois types de tests de circularité : les tests à vide, les tests d'usinage et les tests d'erreur de position servo. Elle est divisée en deux

sous-sections. La première est les résultats des simulations de forces de coupe, de la flexion de l'outil, du moment et du couple pour la broche. La deuxième est les résultats des tests de circularité.

3.3.1. Simulations de forces de coupe, de la flexion de l'outil ainsi que du moment et du couple pour la broche

Les simulations sont effectuées à l'aide du logiciel CUTPRO tel que spécifié à la sous-section 2.2.5, ce logiciel simule seulement les trajectoires linéaires. Par conséquent, la force la plus grande entre les directions X et Y est considérée qui correspond au pire des cas simulé. Le Tableau 3-3 fournit les valeurs maximales simulées pour les forces de coupe et les flexions de l'outil. Il faut donc vérifier l'importance de la flexion de l'outil et de la variation de celle-ci d'une vitesse d'avance à l'autre sur les résultats analysés.

Pour ce faire, elles seront comparées au plus petit défaut de circularité mesuré durant les tests à vide (voir 3.3.2.1); soit $6,1 \mu\text{m}$ pour le test fait sur la VL30-5X avec la fonction HPCC pour un rayon de $97,3 \text{ mm}$ à une vitesse de rotation de la broche de $19\,000 \text{ tr/min}$ et à une vitesse d'avance de 2280 mm/min . La flexion maximale pour toutes les simulations est de $0,169 \mu\text{m}$ et représente $2,77 \%$ de $6,1 \mu\text{m}$. La variation maximale de flexion d'outil d'une vitesse d'avance par dent à une autre est de $0,038 \mu\text{m}$ et représente $0,62 \%$ de $6,1 \mu\text{m}$. Il est donc possible de conclure que la variation de flexion entre les vitesses d'avance par dent utilisées est négligeable.

Par contre, ces résultats sont des valeurs simulées et il n'est pas certain que ceux-ci représentent la réalité. Il aurait donc été préférable de mesurer les forces de coupe durant l'usinage. Malheureusement, cette vérification n'a pas été effectuée et nous devons nous fier aux valeurs simulées.

Tableau 3-3: Valeurs simulées des forces de coupe et flexions d'outil maximales

Vitesse de rotation de la broche (tr/min)	Vitesse d'avance (mm/dent)	Force de coupe maximale (N)	Flexion d'outil maximale (μm)
13 300	0,04	26,10	0,131
	0,08	29,73	0,149
	0,12	33,83	0,169
19 000	0,04	26,10	0,131
	0,08	29,73	0,149
	0,12	33,80	0,169

Le Tableau 3-4 fournit les résultats des simulations des couples et puissances nécessaires à la broche pour l'usinage dans les conditions de coupe établies précédemment. Il faut donc s'assurer que ces résultats respectent les limites des deux MOCN illustrées à la Figure 2.2 et à la Figure 2.4; les valeurs obtenues pour une vitesse de rotation de 13 300 tr/min doivent être vérifiées pour les deux MOCN tandis que celles obtenues pour une vitesse de rotation de 19 000 tr/min doivent seulement être vérifiées pour la VL30-5X. Ces valeurs respectent les limites des deux MOCN.

Tableau 3-4: Valeurs simulées des couples et puissances maximales de la broche

Vitesse de rotation de la broche (tr/min)	Vitesse d'avance (mm/dent)	Couple maximal de la broche (N-m)	Puissance maximale de la broche (kW)
13 300	0,04	0,14	0,19
	0,08	0,16	0,22
	0,12	0,18	0,25
19 000	0,04	0,14	0,27
	0,08	0,16	0,31
	0,12	0,18	0,36

En conclusion, il a été établi que la variation de flexion d'outil d'une vitesse d'avance par dent à l'autre a un effet négligeable sur les valeurs mesurées durant les tests de circu-

larité. De surcroît, les conditions de coupe déterminées pour l'usinage respectent les limites des MOCN.

3.3.2. Résultats des tests de circularité

Les tracés polaires des erreurs de poursuites des tests de circularité sont effectués selon la méthode suivante (voir [15]) :

1. À partir des positions mesurées en coordonnées cartésiennes (x, y), l'excentricité des résultats est évaluée (en coordonnées cartésiennes) à l'aide d'un cercle des moindres carrés. Ensuite, les données initiales sont réajustées. Ce processus est itératif jusqu'à ce que l'excentricité converge. Cette étape a pour objectif d'éliminer des erreurs de positionnement provenant soit du montage durant la mesure des pièces usinées sur la MMT, soit de l'appareil de mesure (KGM 182), etc.
2. Les nouvelles coordonnées cartésiennes (sans excentricité) sont transformées en coordonnées polaires (ρ, θ).
3. Le rayon nominal (r_m) de l'interpolation circulaire est soustrait des valeurs radiales (ρ) pour chaque position angulaire donnant ainsi les écarts (e_c).

$$e_c = \rho - r_m \quad (3.1)$$

4. Un rayon de traçage (r_g) et un facteur d'échelle (sc) adéquats doivent être déterminés pour permettre une bonne visualisation des résultats. Ceux-ci dépendent de l'ampleur des écarts. Les valeurs adéquates sont déterminées par essai et erreur.
5. Un facteur d'amplification (M) est établi à partir du rayon de traçage (r_g) et du facteur d'échelle (sc) qui est multiplié aux écarts (e_c) déterminés précédemment pour obtenir les écarts amplifiés (e_m) :

$$M = \frac{0,5 * r_g}{5 * sc} \quad (3.2)$$

$$e_m = M * e_c$$

6. Les écarts amplifiés (e_m) sont additionnés au rayon de traçage (r_g) :

$$r_i = r_g + e_m \quad (3.3)$$

7. Ces nouvelles valeurs (r_i) sont donc tracées en fonction de la position angulaire déterminée précédemment ($theta$).

3.3.2.1. Les tests à vide et d'usinage

Les Figure B.31 à Figure B.54 illustrent les résultats des tests circulaires à vide et d'usinage pour les instances #1 à #4 (voir Tableau A-11). Chaque figure montre la position nominale, les écarts des résultats des tests à vide et des tests d'usinage. Il est à noter que toutes ces figures ont la même échelle, soit 20 μm par division.

En observant ces figures, il est possible de constater que les résultats d'usinage sont, pour tous les cas, plus éloignés de la position nominale (vers le centre de l'alésage) que les tests à vide. Cela est probablement causé par la flexion de l'outil et la vibration forcée engendrées par les forces de coupe durant l'usinage.

Il est intéressant de se demander si les mêmes erreurs sont présentes pour les tests à vide et les tests d'usinage. En analysant la Figure 3.11, il est possible de constater que les mêmes erreurs semblent être présentes d'un test à l'autre. Cela semble être le cas pour tous les autres essais. Certaines de ces erreurs sont encerclées à la Figure 3.11. En revanche, une différence importante semble survenir entre les deux tests au alentour du point d'engagement et de sortir de l'outil dans la pièce (voir Figure 2.13). Cette diffé-

rence est encerclée en à la Figure 3.11. Cette différence est aussi présente pour tous les autres tests; par contre sont importance varie d'un essai à l'autre.

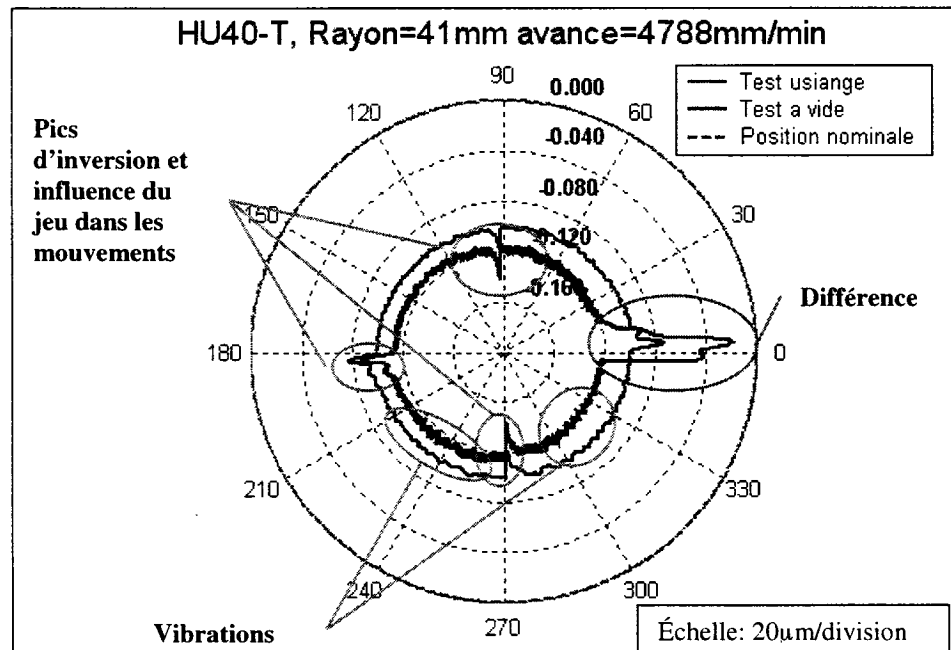


Figure 3.11: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min

En premier lieu, rappelons-nous que l'acquisition de données pour les tests à vide est seulement effectuée en régime permanent (voir Figure 2.15). En deuxième lieu, en ce qui concerne les tests d'usinage, les vitesses d'approche et de sortie de l'outil sont constantes et égales à 300 mm/min pour les instances #1 à #4 : elles ne sont pas égales à la vitesse d'usinage. La pièce usinée a donc un régime transitoire aux points d'entrée et de sortie de l'outil dans la pièce : au point d'engagement, l'outil doit passer de la vitesse d'approche à la vitesse d'usinage et de la vitesse d'usinage à la vitesse de sortie au point de sortie. Ce régime transitoire varie donc selon la vitesse d'usinage et le rayon de la trajectoire plus précisément, selon l'accélération (voir section B.3 de l'Annexe B).

Les Figure 3.12 et Figure 3.13 illustrent ce phénomène pour les instances #1 et #3, l'instance #1 est usinée sur la HU40-T et l'instance #3 sur la VL30-5X. Il est à noter que le régime transitoire est plus important lorsque l'accélération (en régime permanent) de axes augmente (voir Tableau B-5 et Tableau B-6). Ce régime transitoire représente donc la différence majeure entre les tests à vide et les tests d'usinage. Ce comportement peut aussi être influencé par le retard du système de servocommande qui prend de l'importance avec la vitesse. Le régime transitoire est probablement une combinaison de l'accélération et de la décélération des axes et du retard du système de servocommande.

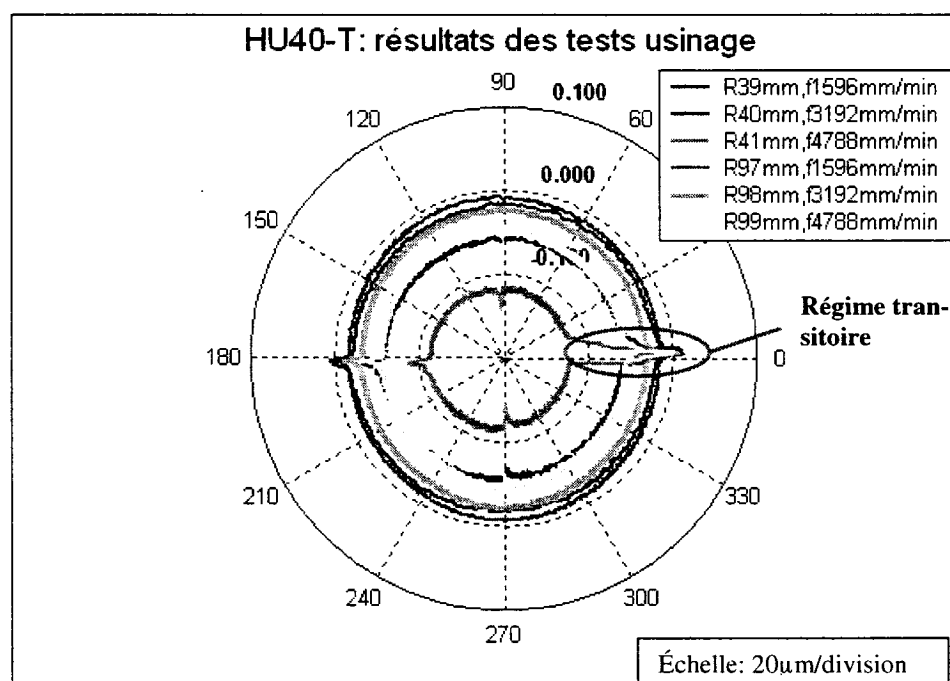


Figure 3.12: Résultats des tests d'usinage de l'instance #1

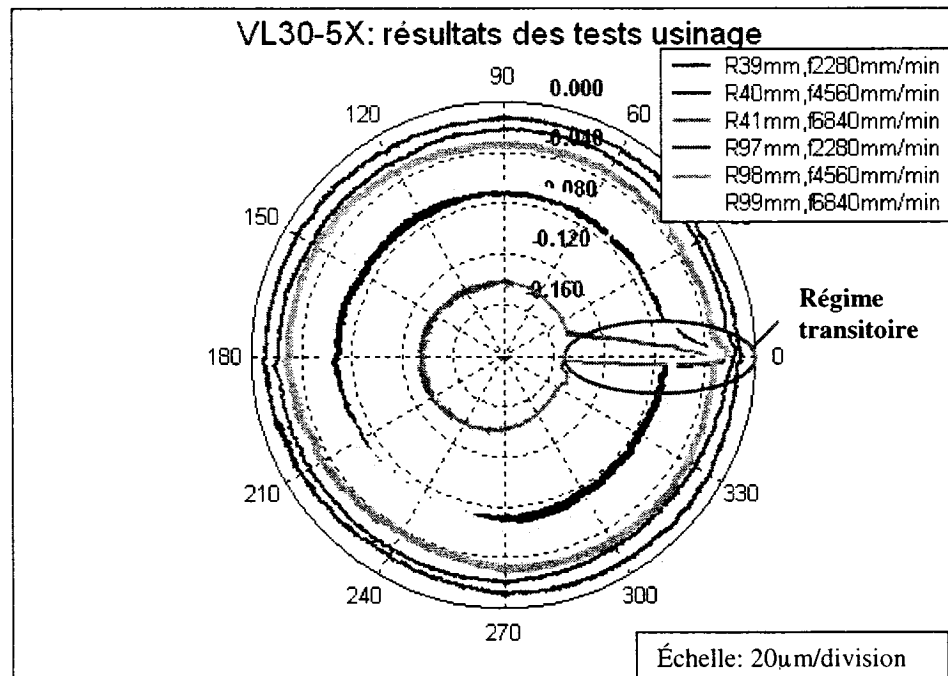


Figure 3.13: Résultats des tests d'usinage de l'instance #3

La Figure 3.14 illustre les résultats des tests d'usinage pour l'instance #4 usinée sur la VL30-5X avec la fonction HPCC activée. Les vitesses sont les mêmes que celles de l'instance #3 (Figure 3.13). L'importance du régime transitoire semble être minime comparativement aux Figure 3.12 et Figure 3.13. Il est donc possible d'affirmer que la fonction HPCC élimine considérablement le retard provenant du système de servocommande et le retard provenant de l'accélération et décélération des axes durant l'interpolation circulaire. En effet, cette fonction est extrêmement avantageuse surtout à des vitesses et à des accélérations élevées.

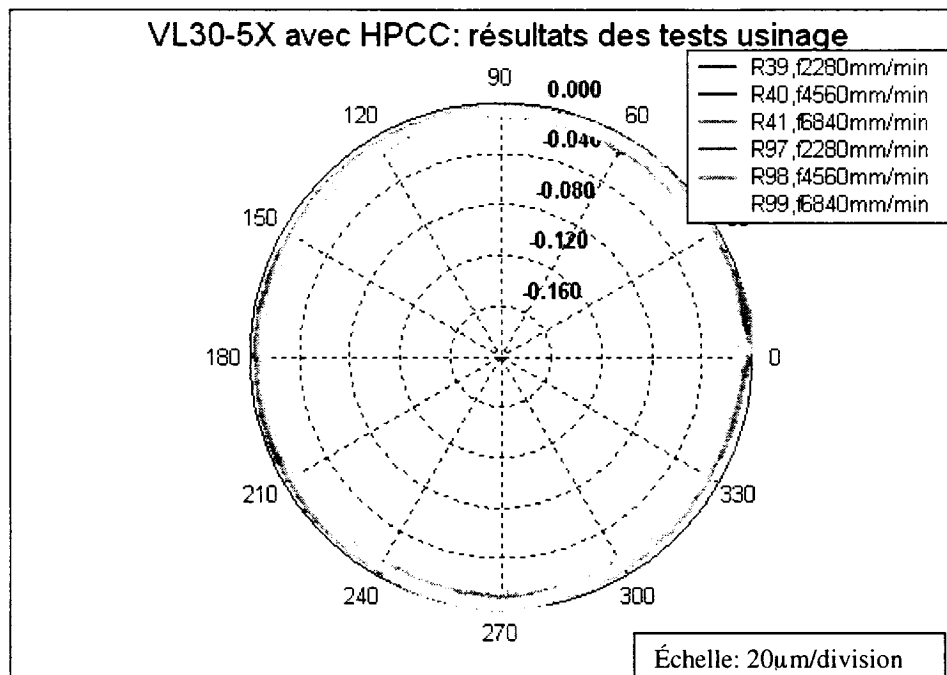


Figure 3.14: Résultats des tests d'usinage de l'instance #4

Suite aux résultats obtenus pour les instances #1 à #4, la stratégie d'usinage a été modifiée (voir Figure 2.14) dans le but d'éliminer l'effet du régime transitoire. Pour la nouvelle stratégie, les vitesses d'approche et de sortie sont les mêmes que la vitesse d'usinage; le régime transitoire ne devrait pas être présent durant l'usinage puisque ce régime transitoire est effectué dans les arcs de cercle d'approche et de sortie. De plus, il n'y a plus d'arc de chevauchement. Une cinquième instance est usinée avec les mêmes paramètres de coupe que l'instance #3.

Les résultats de mesure pour l'instance #5 indiquent que le problème du régime transitoire est effectivement éliminé. Par contre, comme les points d'engagement et de sortie sont confondus, il y a un mauvais enlèvement de matière au point d'engagement/sortie. Cela veut donc dire qu'un arc de chevauchement est essentiel durant l'interpolation circulaire pour éviter un mauvais enlèvement de matière au point d'engagement et de sortie.

Cela témoigne de l'importance d'une bonne stratégie d'usinage pour le fraisage orbital. La Figure 3.15 montre les résultats obtenus pour une bonne stratégie d'usinage : les vitesses d'approche et de sortie sont les mêmes que la vitesse d'usinage et il y a un arc de chevauchement (voir Figure 2.19 pour la stratégie d'usinage). Cette figure illustre des résultats obtenus pour les tests comparatifs de la sous-section 2.2.4 pour des alésages dont le diamètre est égal à 14,86 mm. En conséquence, l'entrée et la sortie ne sont pas identifiables sur le tracé polaire des écarts. Nous considérons donc que la stratégie d'usinage est maîtrisée. De plus, les instances #1 à #5 ne sont pas réusinées mais la zone comprenant l'entrée et la sortie est retirée pour l'analyse. À partir des résultats des tests à vide, nous considérons que l'autre extrémité du tracé ($X=-R$ et $Y=0$ où R est le rayon de la trajectoire) représente fidèlement le comportement de la MOCN.

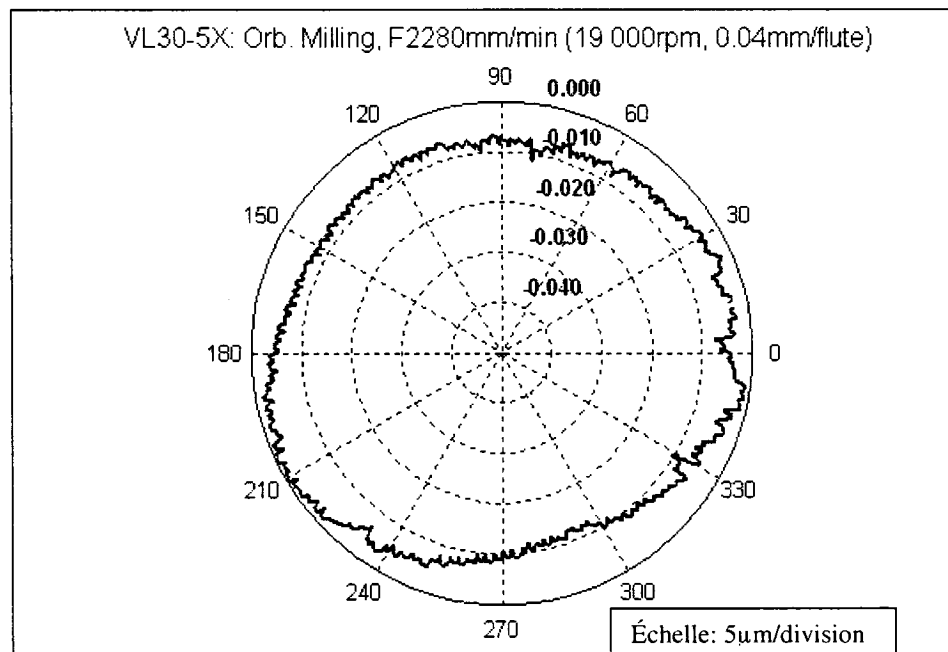


Figure 3.15: Résultats des tests d'usinage comparatifs (voir sous-section 2.2.4) pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 2280mm/min (OM3)

Tel que mentionné à la section 1.6, plusieurs erreurs de poursuite peuvent être identifiées à partir des tests de circularité. Dans notre cas, les erreurs étudiées sont le défaut de forme, soit le défaut de circularité, la déviation diamétrale, les pics d'inversion ainsi que l'influence du jeu dans les mouvements. Les deux dernières erreurs sont principalement provoquées par la friction des composantes mécaniques pour les MOCN à système d'entraînement par vis à billes.

Les pics d'inversion se produisent lorsqu'un axe doit changer de direction instantanément et que ce changement de direction ne se fait pas en douceur. Cependant, il y a un arrêt au point de changement de direction. L'allure des pics d'inversion est illustrée à la Figure 3.16a. Dans le cas d'une MOCN à système d'entraînement par vis à billes, les causes probables sont :

1. Le moteur de l'axe fournit un couple insuffisant au point de changement de direction de l'axe : cela résulte en un arrêt momentané de l'axe à ce point puisque les forces de friction générées par le contact des composants du système d'entraînement (voir sous-section 1.5.2) changent de direction.
2. Le temps de réponse du système de servocommande est insuffisant pour compenser adéquatement l'influence du jeu dans les mouvements. L'axe doit donc s'arrêter momentanément pour permettre le rattrapage de ce jeu.
3. La réponse du système de servocommande est inadéquate au point de changement de direction : il y a donc un délai entre l'arrêt du mouvement de l'axe dans une direction et la reprise de son mouvement dans l'autre direction.

L'influence du jeu dans les mouvements est illustrée à la Figure 3.16b et ces causes probables sont :

1. La déformation élastique du système de guidage de la vis à billes dans la direction opposée du mouvement de l'axe provoquée par les forces de frictions générées par le contact des composants du système d'entraînement.
2. La MOCN peut être affectée par l'hystérésis de l'encodeur.

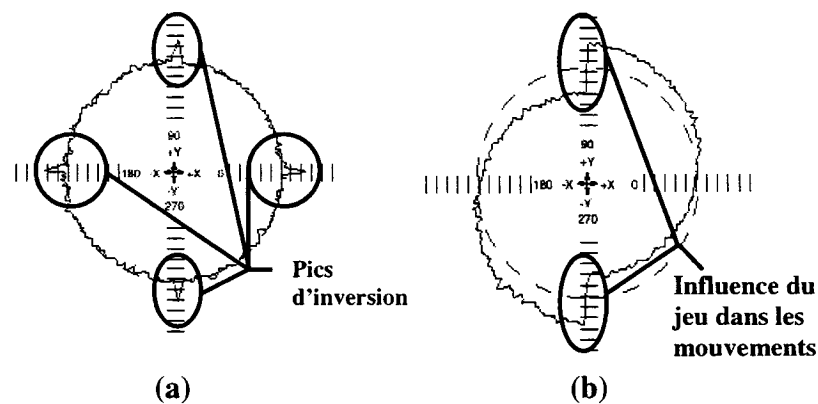


Figure 3.16: Allure des pics d'inversion (a) et de l'influence du jeu dans les mouvements (b) (source: [19])

Comme les mêmes erreurs de poursuite sont présentes pour les tests d'usinage et les tests à vide, seuls les résultats des tests à vide ont été considérés pour l'analyse des pics d'inversion et de l'influence du jeu dans les mouvements. Les tests d'usinage sont une source d'information moins fiable pour l'analyse de ce type d'erreur. En effet, la qualité de surface générée par le passage des dents de la fraise peut affecter les résultats. De plus, durant la mesure des profils usinés sur la machine à mesurer tridimensionnelle (MMT), le rubis du palpeur agit comme filtre : comme illustré à la Figure 3.17, le profil mesuré (*measured result*) ne permet pas la visualisation du défaut de surface laissé par le passage de dents puisque le diamètre du rubis du palpeur ($300\ \mu\text{m}$) est 2,5 fois plus grand que la distance entre le passage d'une dent à l'autre ($120\ \mu\text{m}$). Il est donc possible que les résultats de mesure des instances usinées ne permettent pas une bonne quantification des erreurs comme les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements.

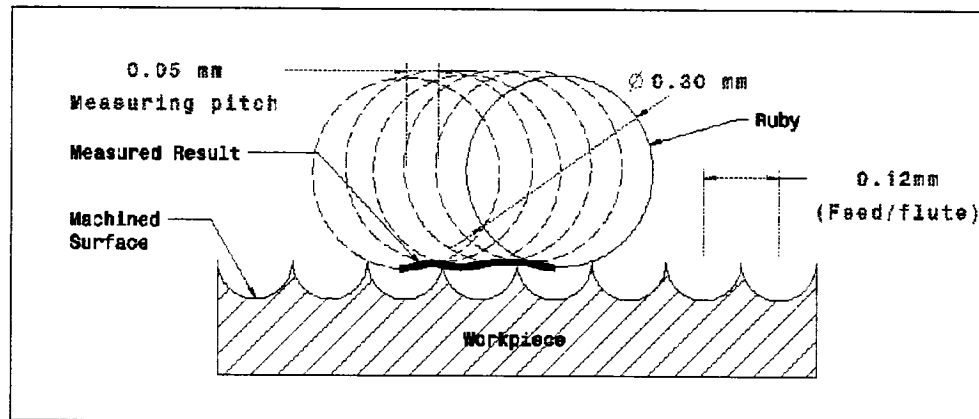


Figure 3.17: Principe de mesure sur la MMT

Pour les tests à vide effectués sur la HU40-T pour les mêmes paramètres que l'instance #1, l'influence du jeu dans les mouvements varie de 1 à 9 μm dans la direction X et de 0 à 5 μm dans la direction Y. Les pics d'inversion varient de 18 à 26 μm dans la direction X et de 0 à 6 μm dans la direction Y. Pour les tests à vide effectués sur la VL30-5X pour les mêmes paramètres que ceux des instances #2 et #3, l'influence du jeu dans les mouvements varie de 0 à 2 μm dans la direction X et aussi de 0 à 2 μm dans la direction Y. Les pics d'inversion varient de 3 à 8 μm dans la direction X et de 1 à 3,5 μm dans la direction Y.

En premier lieu, rappelons-nous que la HU40-T est une MOCN à système d'entraînement par vis à billes : les forces de friction générées entre les composants mécaniques du système de guidage de la vis à billes risquent de causer des erreurs importantes durant une interpolation circulaire à hautes vitesses. En revanche, cette MOCN est équipée d'une compensation pour l'influence du jeu dans les mouvements. Deuxièmement, la VL30-5X est une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires : comme il n'y a pas de contact entre les composants du système de guidage, il n'y a pas de forces de friction. Les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements ne devraient donc pas être présents durant une interpolation circulaire.

Par contre, il y a présence d'une certaine influence du jeu dans les mouvements pour la HU40-T même si elle est équipée d'une compensation pour cette influence. Il y a aussi présence d'une certaine influence du jeu dans les mouvements et des pics d'inversion pour la VL30-5X dont le système de guidage n'a pas de forces de friction.

En ce qui concerne la VL30-5X, le changement de direction drastique de l'axe risque de produire une petite erreur pouvant provoquer une faible influence du jeu dans les mouvements et des pics d'inversion minimales. En effet, les valeurs de ces erreurs sont très petites pour cette MOCN. En conclusion, nous considérons que les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements sont négligeables pour la VL30-5X, une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires.

Pour la HU40-T, les valeurs de l'influence du jeu dans les mouvements résulteraient du changement de direction drastique de l'axe (comme la VL30-5X) et d'une compensation insuffisante pour l'influence du jeu dans les mouvements. Les erreurs provenant des pics d'inversion sont relativement grandes pour la HU40-T : ces pics sont donc provoqués par un couple insuffisant du moteur de l'axe générant un arrêt momentané de l'axe en raison du changement de direction des forces de friction. Par contre, ils pourraient aussi provenir du système de servocommande. Cette hypothèse est vérifiée à la sous-section 3.3.2.2.

Le défaut de circularité consiste à soustraire le cercle maximal pouvant être inscrit aux résultats (tracé polaire) du cercle minimal pouvant être circonscrit (Figure 3.18). Avant de déterminer le défaut de circularité, il est important d'éliminer l'excentricité des résultats mesurés à l'aide d'un cercle des moindres carrés.

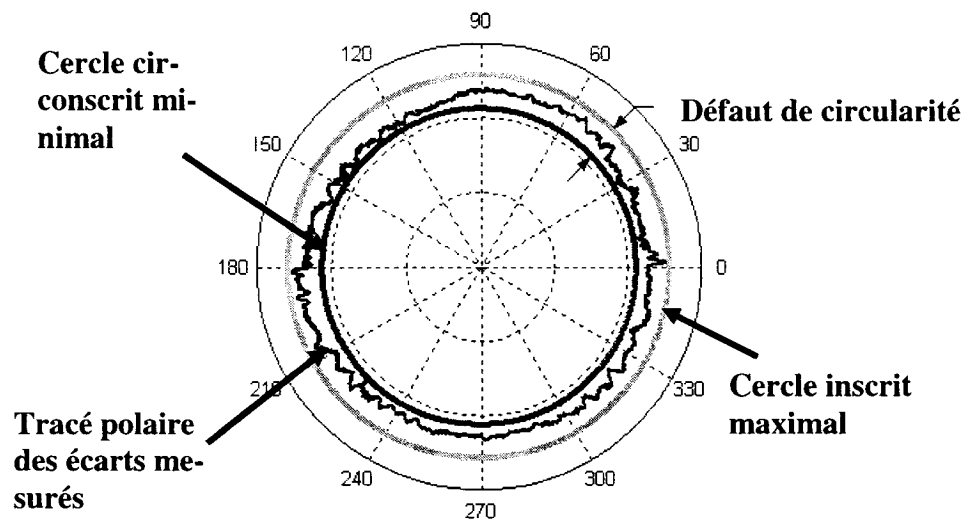


Figure 3.18: Principe du défaut de circularité

La déviation diamétrale est obtenue à partir de éq. (3.4) : le rayon moyen est la valeur moyenne des résultats mesurés et le rayon théorique est la valeur nominale. Un pourcentage positif indique un diamètre moyen plus grand que le diamètre nominal et un pourcentage négatif indique un diamètre moyen plus petit que le diamètre nominal.

$$\text{Déviation diamétrale (en\%)} = \left(\frac{\text{rayon moyen} - \text{rayon théorique}}{\text{rayon théorique}} \right) * 100 \quad (3.4)$$

La Figure 3.19 montre les défauts de forme obtenus sur la HU40-T pour l'instance #1 en fonction de l'accélération (voir section B.3 de l'Annexe B). Les résultats des tests à vide (*KGM*) et des tests d'usinage (*CMM*) sont présents sur ces figures. Les droites générées pour les nuages de point sont des polynômes d'ordre 2. L'ordre du polynôme a été déterminé par essai et erreur. Premièrement, nous pouvons constater que les tests à vide et les tests d'usinage semblent produire les mêmes résultats en ce qui concerne le défaut de forme. En effet, les défauts de forme pour les tests à vide varient de 26 à 48 μm et de 24 à 47 μm pour les tests d'usinage.

En observant les Figure B.36 à Figure B.35 de l'Annexe B, nous constatons que les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements sont les erreurs qui influencent fortement les défauts de forme de l'instance #1 usinée sur la HU40-T.

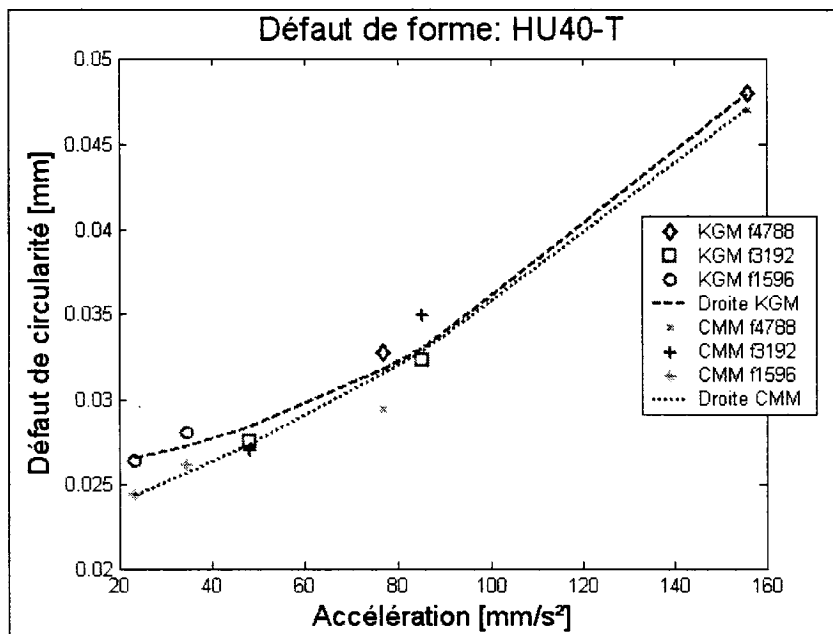


Figure 3.19: Défaut de forme de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'instance#1 (tests à vide indiqués par *KGM* et les tests d'usinage par *CMM*)

La Figure 3.20 illustre l'erreur diamétrale obtenue sur la HU40-T pour l'instance #1 en fonction de l'accélération. Pour les tests à vide et les tests d'usinage, la variation diamétrale calculée est toujours négative; cela indique que les diamètres moyens obtenus durant les essais sont plus petits que le diamètre nominal. La variation diamétrale diminue selon l'accélération et, en valeur absolue, elle augmente selon l'accélération. Cette variation est légèrement plus grande pour les tests d'usinage que les tests à vide : ce comportement est provoqué par la flexion et la vibration forcée de l'outil durant l'usinage.

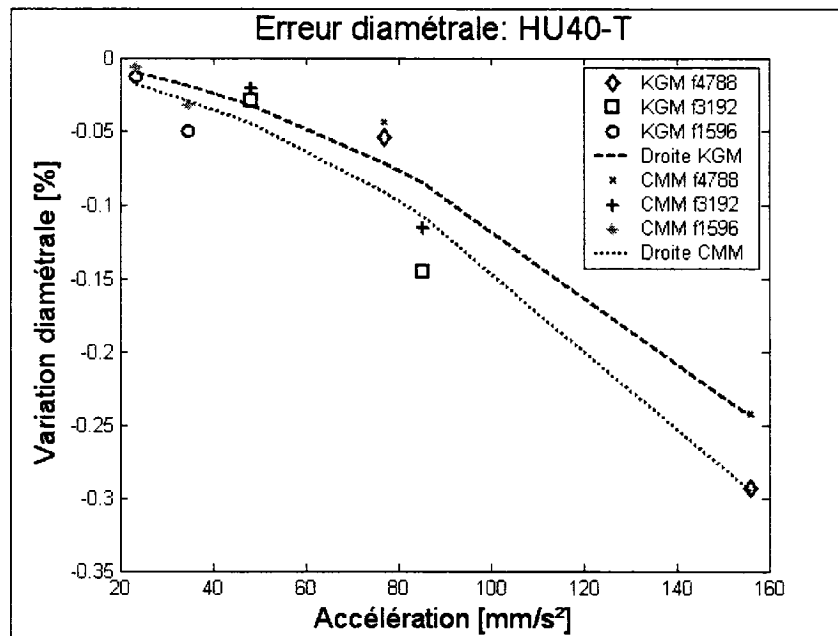


Figure 3.20: Erreur diamétrale de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'instance#1 (tests à vide indiqués par KGM et les tests d'usinage par CMM)

La Figure 3.21 montre les défauts de forme obtenus sur la VL30-5X pour l'instance #2 en fonction de l'accélération. Les défauts de forme pour les tests à vide varient de 7 à 9,5 μm ; nous pouvons donc considérer qu'ils ne varient pas. Par contre, ces derniers varient de 12,1 à 18,1 μm pour les tests d'usinage ce qui représente une différence importante par rapport aux tests à vide.

Encore une fois, les droites générées pour les nuages de points sont des polynômes d'ordre 2. L'allure de la courbe générée pour le défaut de forme des tests d'usinage semblerait illustrer une augmentation du défaut de circularité en fonction de l'accélération suivie d'une légère diminution.

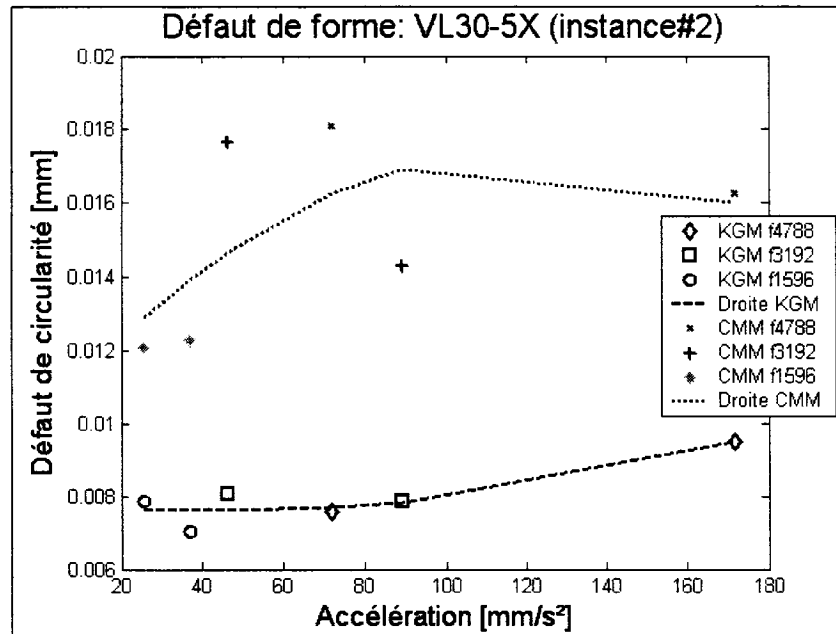


Figure 3.21: Défaut de forme de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#2 (tests à vide indiqués par KGM et les tests d'usinage par CMM)

Contrairement à l'instance #1, les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements ne sont pas des erreurs importantes pour l'instance #2; les autres erreurs prennent donc une plus grande importance pour le défaut de circularité. Ces erreurs peuvent être des vibrations de la MOCN, des erreurs cycliques, des erreurs provenant du système de servocommande, le fini de surface, etc.

La Figure 3.22 illustre l'erreur diamétrale obtenue sur la VL30-5X pour l'instance #2 en fonction de l'accélération. Pour les tests à vide et les tests d'usinage, la variation diamétrale calculée est toujours négative; cela indique que les diamètres moyens obtenus durant les essais sont plus petits que le diamètre nominal. La variation diamétrale diminue selon l'accélération et, en valeur absolue, elle augmente selon l'accélération. Cette variation est légèrement plus grande pour les tests d'usinage que les tests à vide : ce comportement est provoqué par la flexion et la vibration forcée de l'outil durant l'usinage.

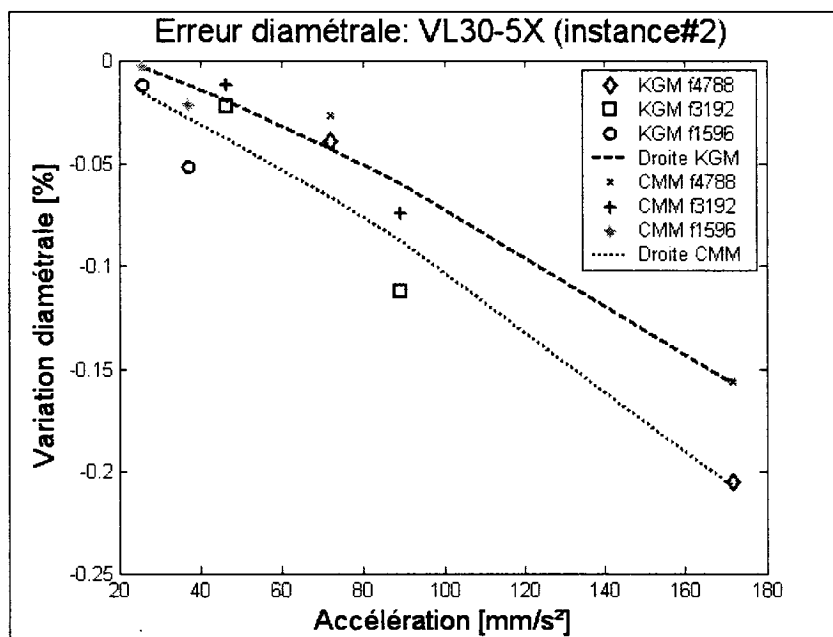


Figure 3.22 : Erreur diamétrale de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#2 (tests à vide indiqués par KGM et les tests d'usinage par CMM)

Comme les résultats des tests à vide ne subissent pas l'effet des forces de coupe, ces derniers sont considérés moins représentatifs que les tests d'usinage pour évaluer les défauts de circularité. En conséquence, la comparaison des défauts de forme de la HU40-T et de la VL30-5X a seulement été effectuée pour les tests d'usinage.

La Figure 3.23 montre les défauts de forme des tests d'usinage pour les instances #1 et #2. Pour une accélération approximative de 160 mm/s², le défaut de circularité obtenu pour la HU40-T est environ 2,5 fois plus grand que celui obtenu pour la VL30-5X. À partir de cette figure, nous pouvons conclure que l'alésage par fraisage orbital sur la VL30-5X, une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires, permet de diminuer considérablement le défaut de circularité par rapport à l'alésage par fraisage orbital sur la HU40-T, une MOCN à système d'entraînement par vis à billes. La Figure 3.24 montre l'erreur diamétrale des tests d'usinage pour les instances #1 et #2. Nous pouvons

constater que la variation diamétrale pour la HU40-T est considérablement plus grande que celle de la VL30-5X pour des accélérations élevées.

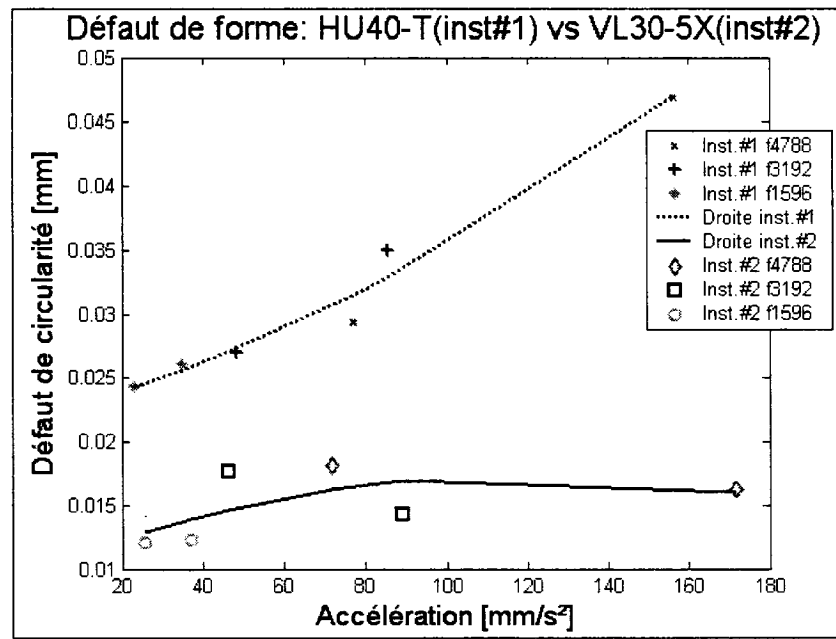


Figure 3.23: Défaut de forme des tests d'usinage en fonction de l'accélération pour les instances #1 et #2

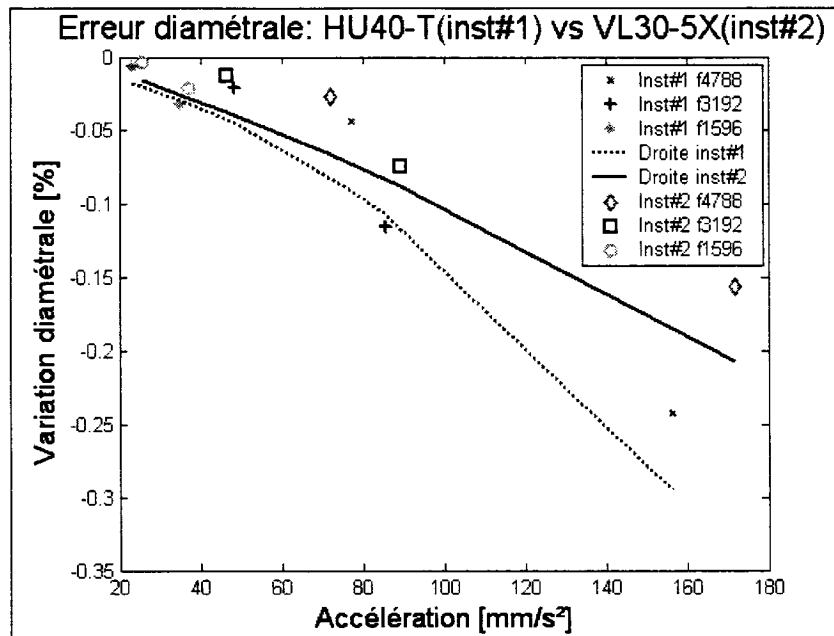


Figure 3.24: Erreur diamétrale des tests d'usinage en fonction de l'accélération pour les instances #1 et #2

La Figure 3.25 montre les défauts de forme obtenus sur la VL30-5X pour l'instance #3 en fonction de l'accélération. L'instance #3 est aussi effectuée sur la VL30-5X comme l'instance #2 mais elle couvre une plus grande plage de vitesses d'avance. Les défauts de forme pour les tests à vide varient de 7,2 à 9,1 μm ; nous pouvons donc considérer qu'ils ne varient pas. Par contre, ces derniers varient de 8,1 à 20,4 μm pour les tests d'usinage ce qui représente une différence importante par rapport aux tests à vide. La droite générée pour le nuage de points, soit un polynôme d'ordre 2. Elle a tendance à augmenter avec l'accélération jusqu'à ce qu'elle atteigne un maximum. Ensuite, elle subit une diminution. Le comportement des défauts de forme pour l'instance #3 est similaire à celui de l'instance #2.

Si nous comparons le défaut de circularité de l'accélération la plus élevée de l'instance #2, soit 16,3 μm pour une accélération de 171,8 mm/s^2 , à celui associé à l'accélération la plus élevée de l'instance #3, soit 11,8 μm pour une accélération de 328,9 mm/s^2 nous

constatons qu'il y a une diminution du défaut de circularité selon l'accélération. Cette diminution est de quelques micromètres pour une accélération deux fois plus grande. Cela pourrait indiquer une convergence du défaut de circularité pour des accélérations élevées résultant en un comportement asymptotique. De plus, l'instance #3 à un défaut de circularité 2,6 fois plus petits pour une accélération 2 fois plus grande par rapport à l'instance #1. Cela confirme que l'utilisation de la VL30-5X est beaucoup plus avantageuse pour l'alésage par fraisage orbital que la HU40-T.

Les principales différences entre les résultats des deux MOCN sont les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements : ils sont seulement présents pour la HU40-T et ceux-ci proviennent des forces de friction des composants mécaniques du système d'entraînement par vis à billes de la MOCN. Ces derniers sont les erreurs prédominantes pour les tests effectués sur la HU40-T.

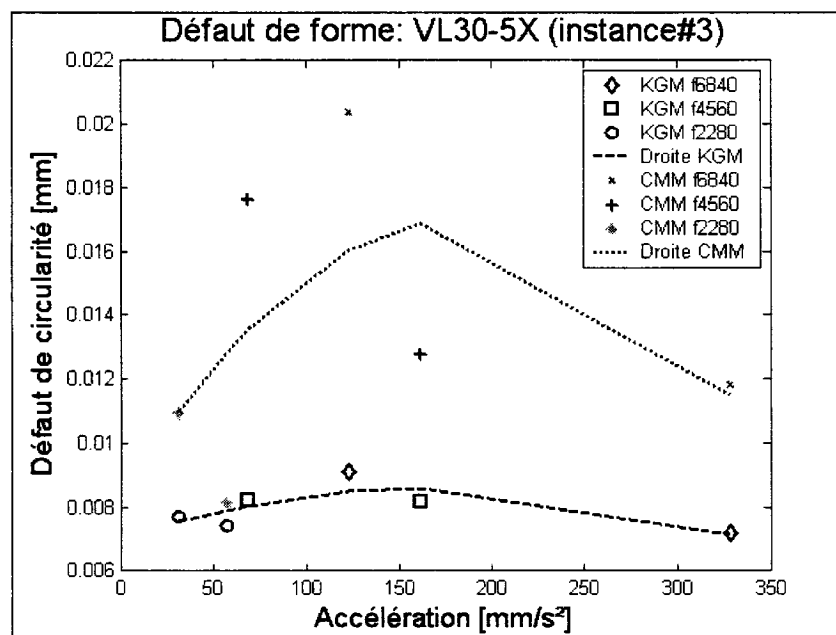


Figure 3.25: Défaut de forme de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#3 (tests à vide indiqués par KGM et tests d'usinage par CMM)

La Figure 3.26 illustre l'erreur diamétrale obtenue sur la VL30-5X pour l'instance #3 en fonction de l'accélération. Pour les tests à vide et les tests d'usinage, la variation diamétrale calculée est toujours négative comme pour les instances #1 et #2. Pour les tests d'usinage de l'instance #3 usinée sur la VL30-5X, la variation diamétrale est de -0,35 % pour une accélération de 328,9 mm/s². Pour les tests d'usinage de l'instance #1 usinée sur la HU40-T, la variation diamétrale est de -0,30 % pour une accélération de 156,1 mm/s². C'est-à-dire, pour une accélération deux fois plus grande, les tests d'usinage sur la VL30-5X résultent en une variation diamétrale 0,05 % plus grande (en valeur absolue) que ceux sur la HU40-T.

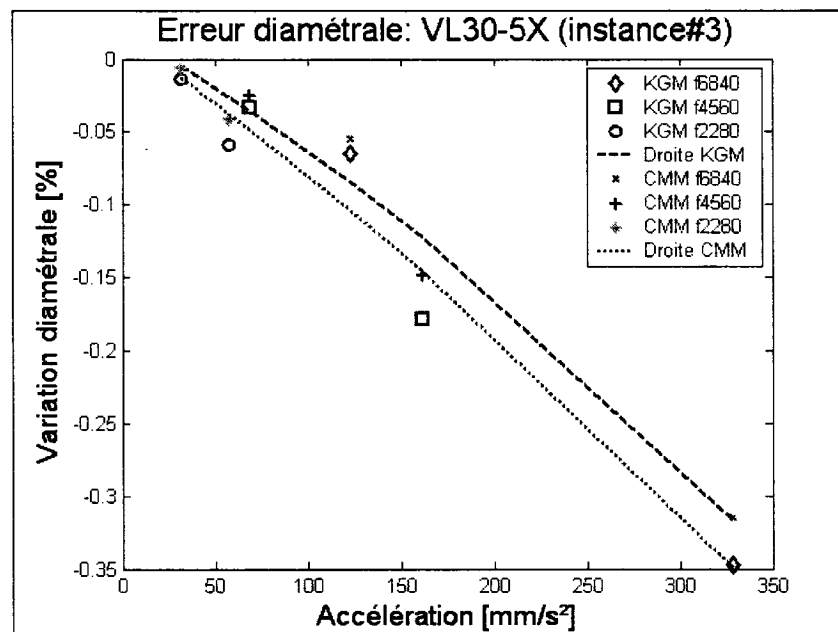


Figure 3.26: Erreur diamétrale de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'instance#3 (tests à vide indiqués par KGM et les tests d'usinage par CMM)

Maintenant, comparons les résultats de l'instance #3 à ceux de l'instance #5; ces instances ont les mêmes paramètres de coupe mais une stratégie différente pour l'engagement et la sortie de l'outil dans la pièce. Par contre, les points d'engagement et de sortie ont été retirés pour l'analyse des résultats.

La Figure 3.27 et la Figure 3.28 montrent les défauts de forme et l'erreur diamétrale obtenus pour les tests d'usinage de ces deux instances en fonction de l'accélération. L'instance #3 a été usinée au mois de novembre 2004 et l'instance #5 au mois de mars 2005. En observant ces figures, nous constatons que les résultats et leur allure se répètent d'une instance à l'autre.

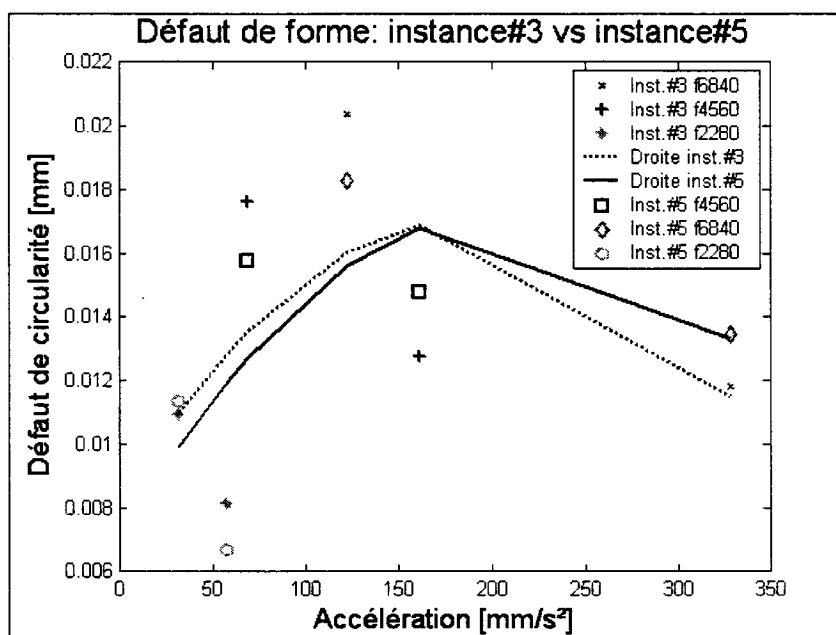


Figure 3.27: Défaut de forme pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instances #3 et #5

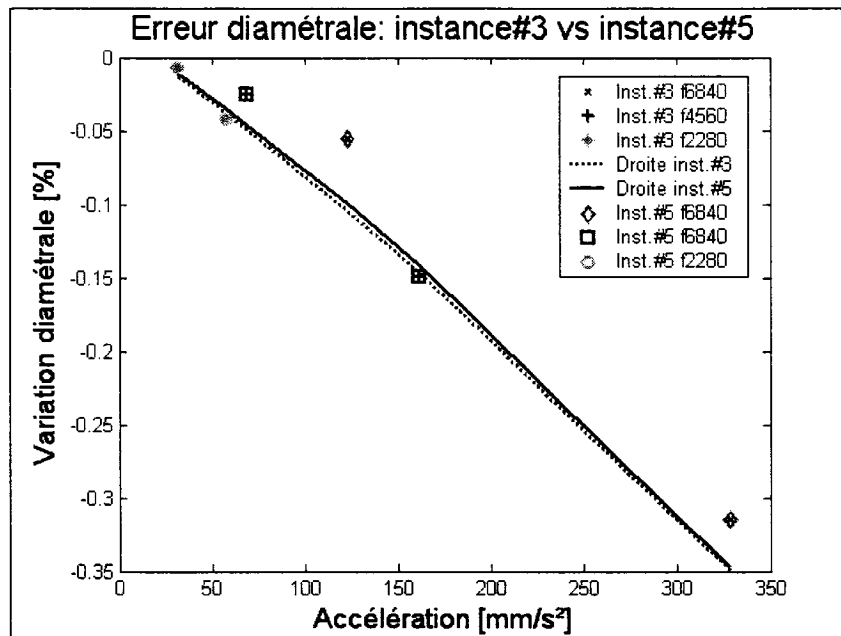


Figure 3.28: Erreur diamétrale pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instances #3 et #5

Finalement, comparons l'instance #3 à l'instance #4; la seule différence entre ces deux instances est que l'instance #4 est usinée avec la fonction HPCC. La Figure 3.29 montre les défauts de forme obtenus pour ces deux instances (pour les tests d'usinage) en fonction de l'accélération. En ce qui concerne les défauts de forme, l'instance #3 semble être avantageuse mais l'instance #4 semble être plus stable; c'est-à-dire que les variations en fonction de l'accélération sont moins grandes. L'utilisation de la fonction HPCC ne semble pas être avantageuse.

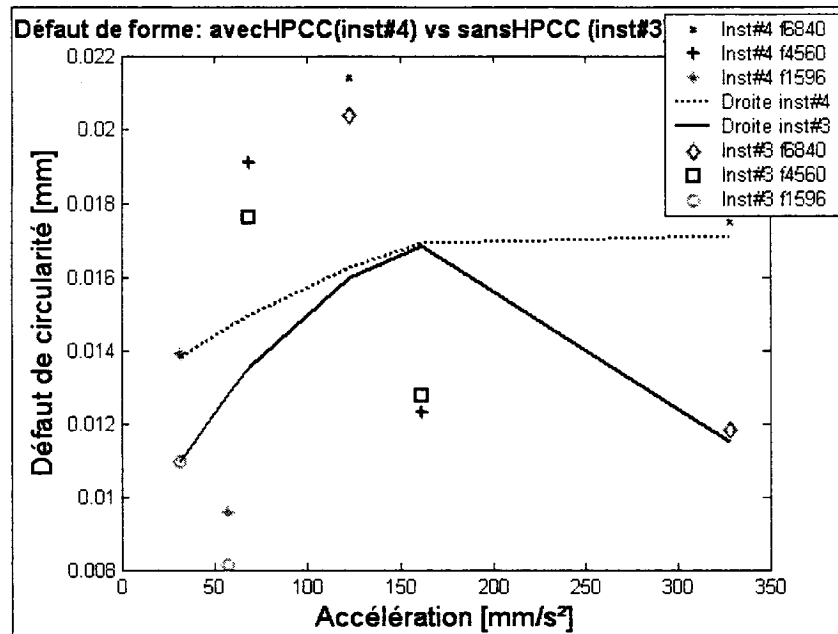


Figure 3.29: Défaut de forme pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instances #3 et #4

Par contre, en observant la Figure 3.30, il est évident qu'il y a une différence importante entre ces deux instances pour la variation diamétrale. En effet, la variation diamétrale obtenue pour l'instance #4 (avec HPCC) tend vers zéro ce qui n'est pas le cas pour l'instance #3. Pour une accélération de 328,9 mm/s², la variation diamétrale de l'instance #3 est de -0,35 % et celle de l'instance #4 est d'environ -0,025 % : celle de l'instance #3 est plus grande (en valeur absolue) que celle de l'instance #4 de 0,325 %. Alors, la fonction HPCC permet une minimisation importante de l'erreur diamétrale. Cette minimisation prend de l'importance avec l'accélération.

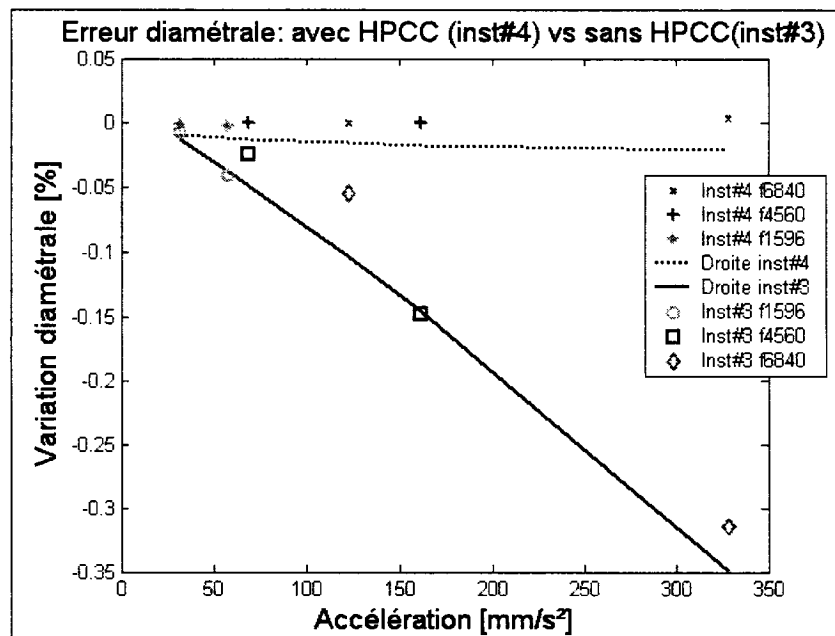


Figure 3.30: Erreur diamétrale pour les tests d'usinage de la VL30-5X en fonction de l'accélération des instances #3 et #4.

En résumé, l'importance d'une bonne stratégie d'usinage durant le fraisage orbital a été démontrée. Ensuite, il a été établi que l'utilisation de la VL30-5X, (une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires) est considérablement plus avantageuse que celle de la HU40-T (une MOCN à système d'entraînement par vis à billes) pour le fraisage orbital d'alliages légers à hautes vitesses : le défaut de circularité et la variation diamétrale sont inférieurs pour la VL30-5X. Pour le défaut de circularité, il y a une différence importante entre les tests d'usinage et les tests à vide pour les essais effectués sur la VL30-5X. Cette différence n'a pas été expliquée et il est recommandé d'effectuer d'autres essais pour tenter de comprendre celle-ci (voir Recommandations p. 110). En ce qui concerne la fonction HPCC, le défaut de circularité est légèrement plus grand lorsque cette fonction est utilisée mais la variation diamétrale est considérablement inférieure avec cette fonction.

3.3.2.2. Les tests d'erreur de position servo

Les Figure B.58 à Figure B.79 illustrent la totalité des résultats obtenus pour l'erreur de position servo. Ces figures illustrent aussi l'erreur pour la position générée par le générateur de commande, l'erreur obtenue pour les tests à vide et le cas pour lequel il n'y a pas d'erreur.

Si nous revenons à la méthode utilisée pour l'acquisition de données des signaux de l'erreur de position servo et de la position générée par le générateur de commande (voir Figure 2.16), l'acquisition commence avec le départ de la broche, donc à partir de la position de repos de celle-ci. Cela signifie qu'il y a présence d'un régime transitoire aux points de départ et de fin de l'acquisition de données. Il a été démontré précédemment qu'il est possible d'éliminer le problème du régime transitoire durant l'usinage en utilisant une bonne stratégie d'usinage. Conséquemment, le régime transitoire pour l'erreur de position servo n'est pas analysé et cette section est retirée du tracé polaire des erreurs.

L'objectif d'analyser l'erreur de position servo était de déterminer et de distinguer les erreurs provenant du système de servocommande des erreurs provenant de la structure mécanique des MOCN et de déterminer leur importance sur les erreurs analysées. En premier lieu, en analysant les Figure B.56 à Figure B.61, soit les résultats pour la HU40-T, nous constatons que le système de servocommande contribue légèrement aux pics d'inversion observés, mais c'est la structure mécanique de la MOCN qui contribue le plus aux pics d'inversion.

La Figure 3.31 et la Figure 3.32 illustrent le défaut de forme et l'erreur diamétrale des tests à vide et des tests de position servo pour la HU40-T (instance#1). Pour le défaut de circularité, il y a initialement une diminution jusqu'à environ 85 mm/s² suivie d'une augmentation pour l'erreur de position servo. Cette diminution initiale explique l'augmentation plus lente du défaut de circularité pour les tests à vide jusqu'à environ 85 mm/s². La Figure 3.32 montre la contribution du système de servocommande pour la

variation diamétrale : plus l'accélération augmente, plus la contribution de la structure mécanique de la MOCN est importante comparativement à celle du système de servo-commande.

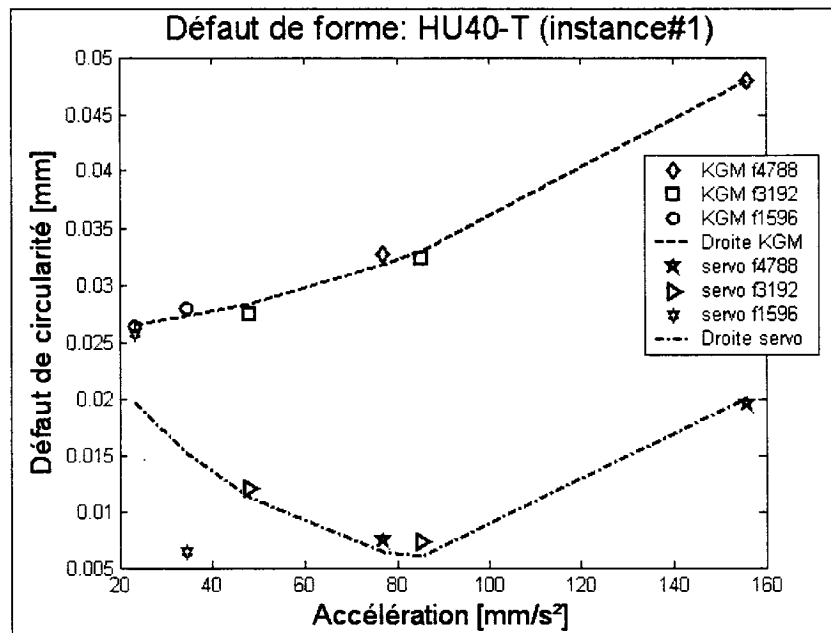


Figure 3.31: Défaut de forme pour l'erreur de position servo de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'inst. #1 (tests à vide indiqués par *KGM* et tests de position servo par *servo*)

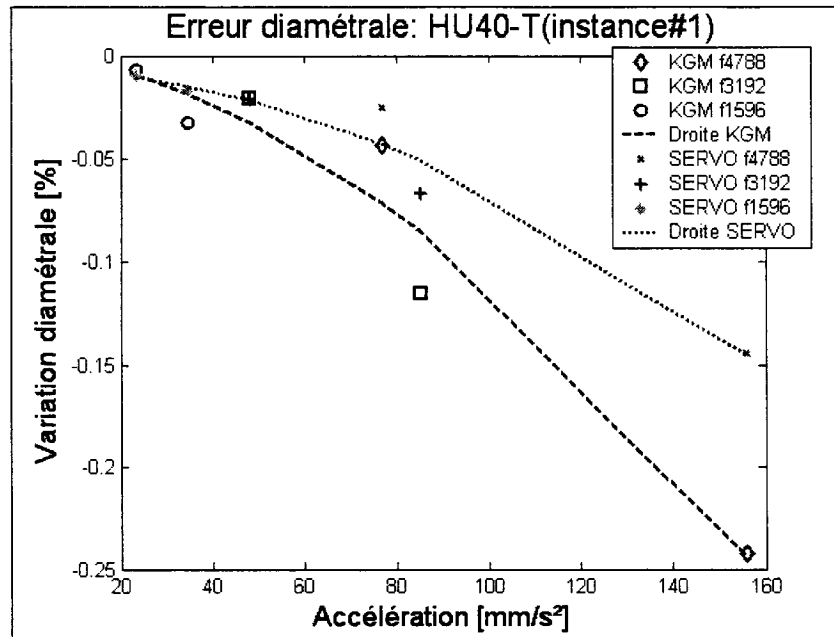


Figure 3.32: Erreur diamétrale pour l'erreur de position servo de la HU40-T en fonction de l'accélération pour l'inst. #1 (tests à vide indiqués par KGM et tests de position servo par servo)

La Figure 3.33 et la Figure 3.34 illustrent le défaut de forme et l'erreur diamétrale des tests à vide et des tests de position servo pour la VL30-5X (instance #2). Pour le défaut de circularité, il y a initialement une diminution jusqu'à environ 90 mm/s² suivie d'une augmentation pour l'erreur de position servo. Cette diminution initiale explique l'augmentation plus lente du défaut de circularité pour les tests à vide jusqu'à environ 90 mm/s². Si nous prenons les défauts de circularité pour une accélération de 170 mm/s², soit environ 9,5 µm pour les tests à vide et 4,5 µm pour les tests d'erreur de position servo, nous constatons que le défaut de circularité provoqué par la structure mécanique de la VL30-5X est d'environ 5 µm pour une accélération de 170 mm/s². La Figure 3.34 montre la contribution du système de servocommande pour la variation diamétrale : plus l'accélération augmente, plus la contribution de la structure mécanique de la MOCN est importante comparativement à celle du système de servocommande.

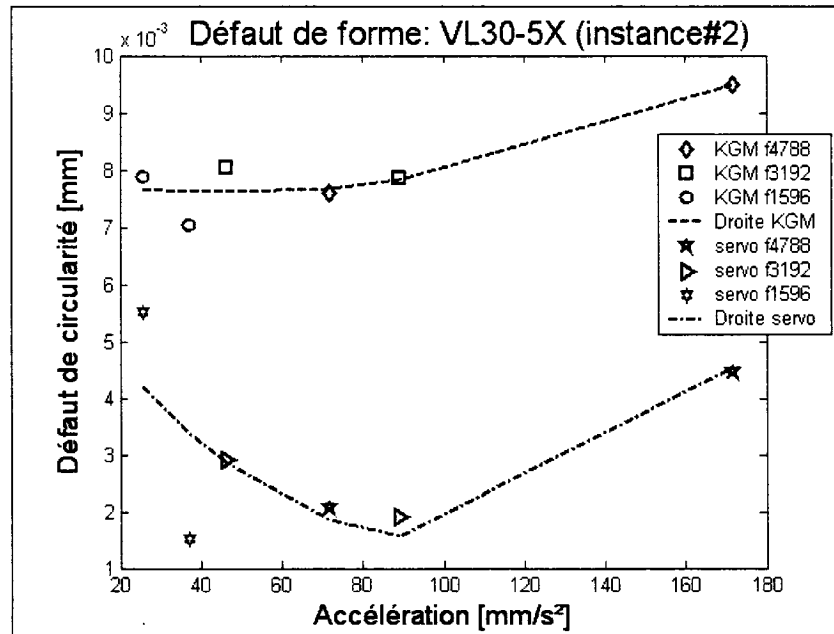


Figure 3.33: Défaut de forme pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #2 (tests à vide indiqués par *KGM* et tests de position servo par *servo*)

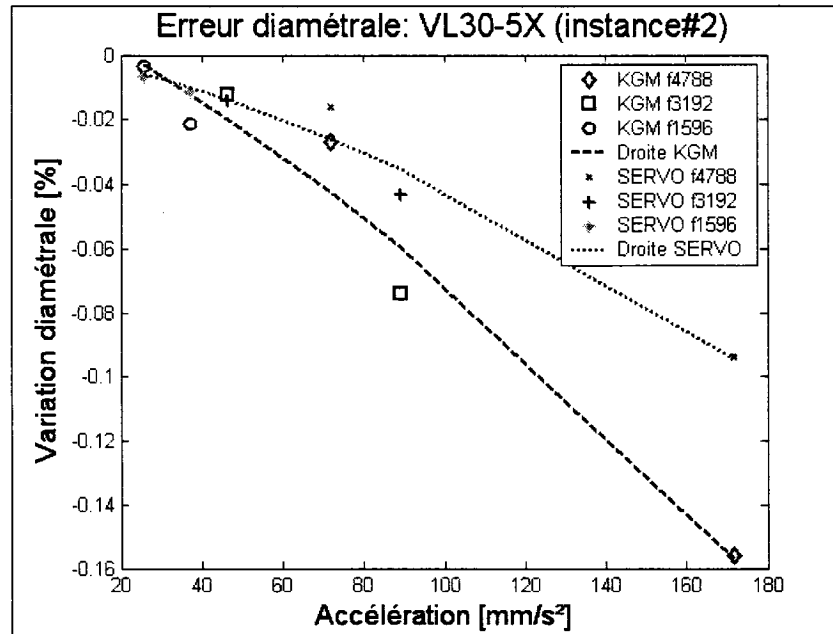


Figure 3.34: Erreur diamétrale pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #2 (tests à vide indiqués par KGM et tests de position servo par servo)

La Figure 3.35 ainsi que la Figure 3.36 illustrent le défaut de forme et l'erreur diamétrale des tests à vide et des tests de position servo pour la VL30-5X (instance#3). Pour le défaut de circularité, l'augmentation de l'erreur de position servo est presque constante. Par contre, à partir d'une accélération d'environ 150 mm/s², le défaut de circularité pour les tests à vide diminue. Si nous prenons les défauts de circularité pour une accélération de 328 mm/s², soit environ 7 µm pour les tests à vide et 5 µm pour les tests d'erreur de position servo. Nous constatons que le défaut de circularité provoqué par la structure mécanique de la VL30-5X est d'environ 2 µm pour une accélération de 328 mm/s². Cela indique que la structure mécanique, donc son système d'entraînement, de la VL30-5X a une meilleure performance à des accélérations élevées pour le défaut de circularité. En outre, à des accélérations élevées, la majorité du défaut de circularité est provoqué par le système de servocommande. La Figure 3.36 montre la contribution du système de servocommande pour la variation diamétrale : plus l'accélération augmente, plus la contri-

bution de la structure mécanique de la MOCN est importante comparativement au système de servocommande.

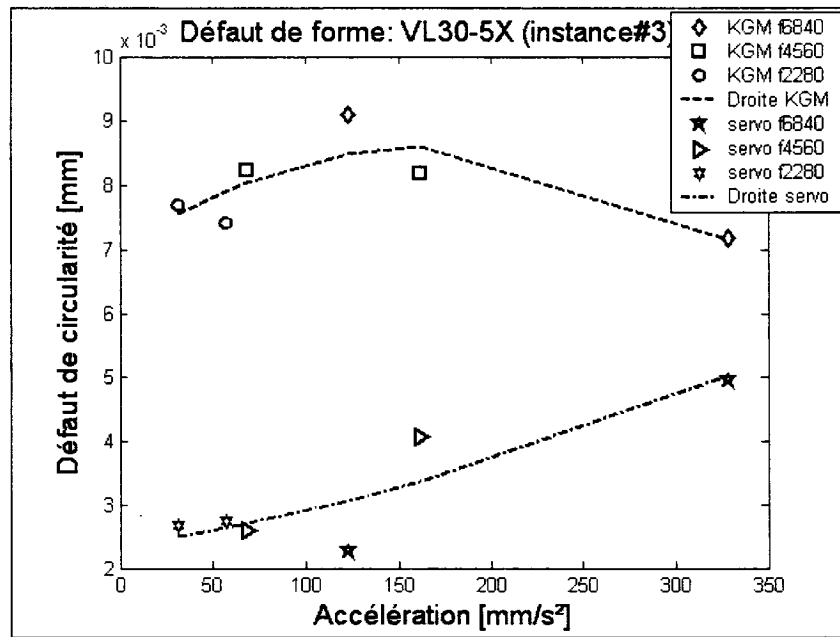


Figure 3.35: Défaut de forme pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #3 (tests à vide indiqués par *KGM* et tests de position servo par *servo*)

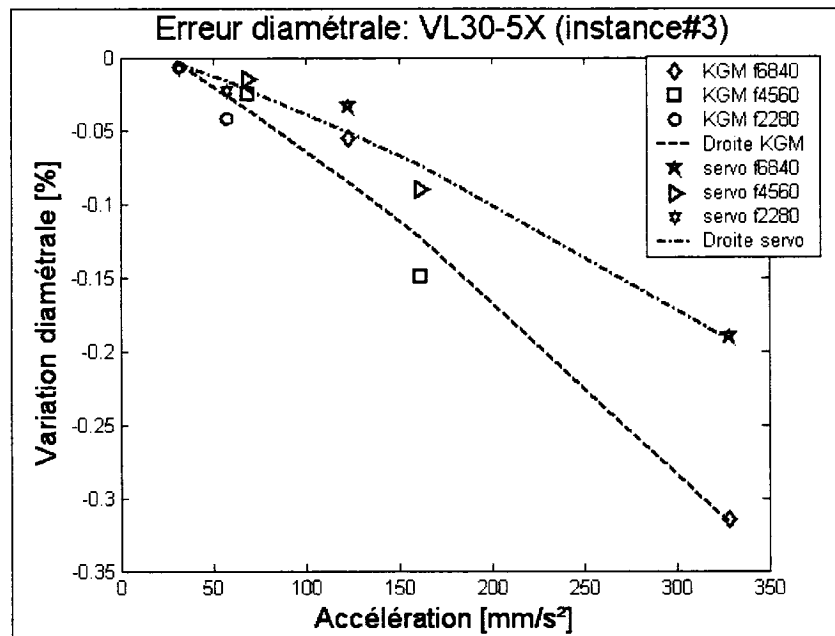


Figure 3.36: Erreur diamétrale pour l'erreur de position servo de la VL30-5X en fonction de l'accélération pour l'inst. #3 (tests à vide indiqués par *KGM* et tests de position servo par *servo*)

La Figure 3.37 illustre les résultats pour l'instance #4 qui représente des essais effectués sur la VL30-5X avec la fonction HPCC. Nous pouvons remarquer des «coches» aux environs de 45°, 135°, 225° et 315°. Celles-ci illustrent le comportement de la fonction HPCC, soit de minimiser la variation diamétrale. Ces «coches» augmentent légèrement le défaut de circularité ce qui explique pourquoi ce dernier est légèrement plus grand quand la fonction HPCC est activée. À l'opposé, elles ont comme conséquence de minimiser considérablement la variation radiale. Ces «coches» prennent de l'importance avec l'accélération.

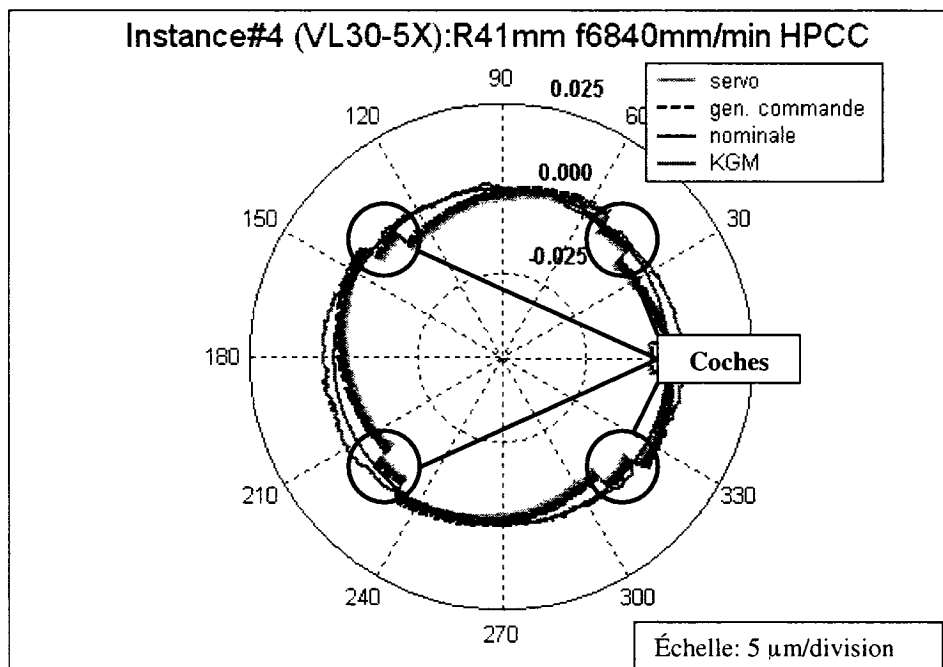


Figure 3.37: : Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo et des tests à vide pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #4)

En résumé, il a été vérifié que les pics d'inversion pour la HU40-T sont principalement causés par la structure mécanique de la MOCN donc, par les forces de friction générées par les composants du système d'entraînement par vis à billes. Pour la VL30-5X, il a été établi que le système de servocommande influence considérablement le défaut de circularité obtenu : pour des accélérations élevées, ce sont les erreurs provenant du système de servocommande qui affectent le plus le défaut de circularité. En ce qui concerne le défaut de circularité, le système d'entraînement par moteurs linéaires de la VL30-5X performe mieux à des accélérations élevées. Il a aussi été expliqué pour quelle raison l'utilisation de la fonction HPCC augmente le défaut de circularité.

Il est à noter que l'erreur de position servo a été mesurée durant des essais à vide. Cette erreur va probablement changer durant des essais d'usinage puisque la masse de la pièce

usinée et les forces de coupe sont une source de perturbation directe pour le système de servocommande.

3.4. Les tests comparatifs

L'objectif de ces tests est de vérifier s'il est possible d'obtenir la même qualité d'alésage durant l'alésage par fraisage orbital et l'alésage par barre à aléser. Pour ce faire, ces deux opérations ont été effectuées sur les deux MOCN étudiées : la HU40-T et la VL30-5X. Les Figure B.80 à Figure B.89 de l'Annexe B montrent les résultats des tests comparatifs. Il est à noter que les alésages par barre à aléser dont la vitesse d'avance est de 995 mm/min (BB2, voir Tableau A-12) n'ont pas été analysés : ces alésages ont un mauvais fini de surface provoqué par une vitesse d'avance trop élevée. Ces derniers n'ont même pas été mesurés.

Le Tableau 3-5 donne les défauts de circularité de tous les alésages mesurés. Premièrement, les défauts de circularité obtenus pour l'alésage par barre à aléser sur les deux MOCN peuvent être considérés les mêmes et sont d'environ 20 μm . La déviation radiale est considérablement plus grande pour la VL30-5X : cela est prévisible puisque la VL30-5X a une plus petite broche, donc plus flexible, que la HU40-T. En ce qui a trait à l'alésage par fraisage orbital obtenu pour une vitesse d'avance de 1200 mm/min, le défaut de circularité obtenu pour la HU40-T est de 53 μm , soit trois fois plus grand que l'alésage par barre à aléser, et celui pour la VL30-5X est de 17 μm , résultat qui correspond au défaut de circularité obtenu pour l'alésage par barre à aléser. Pour une vitesse d'avance de 3600 mm/min, le défaut de circularité obtenu avec la HU40-T est de 179 μm , soit dix fois plus grand que celui obtenu avec la barre à aléser, et celui de la VL30-5X est de 21 μm , résultat qui est une fois de plus égal au défaut de circularité obtenu avec la barre à aléser. La variation diamétrale obtenue pour les essais de fraisage orbital sur la VL30-5X est considérablement inférieure à celle obtenue sur la HU40-T. Cela confirme les constatations de la section 3.3.

Pour les alésages par fraisage orbital usinés avec une vitesse d'avance de 2280 mm/min sur la VL30-5X, le défaut de circularité est de 13 μm pour l'essai sans la fonction HPCC et de 15 μm pour l'essai avec la fonction HPCC. Nous considérons donc que ces deux défauts de circularité sont égaux. La variation diamétrale obtenue avec la fonction HPCC est considérablement inférieure (en valeur absolue) à celle obtenue sans cette fonction. La fonction HPCC offre donc un avantage important pour l'erreur diamétrale. En comparant les alésages usinés par fraisage orbital avec la fonction HPCC à l'alésage usiné avec une barre à aléser, nous pouvons constater que le défaut de circularité est le même et l'erreur diamétrale est moins élevée pour l'alésage par fraisage orbital avec la fonction HPCC. De plus, la vitesse d'avance est considérablement supérieure pour le fraisage orbital. Les résultats obtenus pour une vitesse d'avance de 4560 mm/min sont les mêmes que ceux obtenus pour une vitesse d'avance de 2280 mm/min.

Pour une interpolation circulaire sur une MOCN, il existe une vitesse d'avance maximale (v) permise qui est fonction du rayon de la trajectoire (r) et de l'accélération maximale permise (A) (voir éq. (3.5)). Pour l'accélération, c'est la plus petite valeur entre les accélérations maximales permises des deux axes de la MOCN impliqués durant l'interpolation circulaire qui est retenue.

$$v = \sqrt{A * r} \quad (3.5)$$

Certains essais à vide ont été effectués avec le KGM 182 pour un rayon de la trajectoire de 7,43 mm et diverses vitesses d'avance sur la VL30-5X et la HU40-T. Ce rayon est le même que celui des alésages usinés dans cette section. Pour ces tests à vide, la plus grande vitesse d'avance obtenue était d'environ 3200 mm/min pour la VL30-5X et de 3400 mm/min pour la HU40-T. Cette vitesse n'a pas été mesurée, mais c'est la valeur indiquée par le CCN des MOCN. Cela veut donc dire que la VL30-5X n'a pas été capable d'atteindre des vitesses d'avance de 4560 mm/min (19 000 tr/min et 0,08 mm/dent)

et de 3600 mm/min (10 000 tr/min et 0,12 mm/dent). Pour ces deux situations, la MOCN a seulement atteint une vitesse d'avance d'environ 3200 mm/min. La HU40-T n'a pas été capable d'atteindre une vitesse d'avance de 3600 mm/min (10 000 tr/min et 0,12 mm/dent) et elle a atteint une vitesse d'avance d'environ 3400 mm/min.

Si nous revenons aux défauts de circularité mesurés pour les tests de cette section, le défaut obtenu sur la VL30-5X pour une vitesse d'avance de 2280 mm/min, soit 13 μ m, est légèrement inférieur à celui obtenu pour une vitesse d'avance de 1200 mm/min et celui obtenu durant l'alésage par barre à aléser. Cette différence est toutefois petite et il est recommandé de répéter ces essais pour voir si les résultats obtenus et leur comportement se répètent.

Tableau 3-5: Résultats de mesure des tests comparatifs

	Défaut de circularité (mm)	Variation diamétrale (%)	Défaut de circularité (mm)	Variation diamétrale (%)
Alésage par fraisage orbital				
	1200 mm/min (10 000 tr/min, 0,04 mm/dent)		3600 mm/min (10 000 tr/min, 0,12 mm/dent)	
HU40-T	0,0528	-1,31	0,1793	-5,13
VL30-5X	0,0173	-1,01	0,0210	-2,56
	2280 mm/min (19 000 tr/min, 0,04 mm/dent)		4560 mm/min (19 000 tr/min, 0,12 mm/dent)	
	0,0125	-2,61	0,0125	-2,61
Avec HPCC :	0,0154	-0,23	0,0147	-0,19
Alésage par barre à aléser				
	165,8 mm/min (3232 tr/min, 0,0508 mm/tr)			
HU40-T	0,0184	-0,20		
VL30-5X	0,0204	-1,08		

Dans cette section, il a été vérifié qu'il n'est pas possible d'obtenir un alésage ayant un défaut de circularité aussi bon par fraisage orbital que par barre à aléser sur la HU40-T, une MOCN à système d'entraînement par vis à billes. En revanche, il est possible d'obtenir un alésage ayant un défaut de circularité aussi bon par fraisage orbital que par

barre à aléser sur la VL30-5X, une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires, pour des grandes vitesses d'avance. Finalement, la fonction HPCC offre un avantage important durant le fraisage orbital pour l'erreur diamétrale.

Conclusion

Les lobes de stabilité pour les deux MOCN, pour les conditions de coupe prédéterminées, ont été simulés à partir des coefficients de coupe et l'analyse modale. À partir de ces lobes, des conditions d'usinage stable (sans broutement) ont été établies. De plus, la détermination de l'origine des modes a été effectuée pour permettre une meilleure compréhension des structures mécaniques utilisées durant les tests. Ensuite, des tests circulaires à vide, d'usinage et à partir de l'erreur de position servo ont permis la caractérisation du comportement des deux MOCN durant une interpolation circulaire.

À partir de ces tests, il est possible de conclure :

- Il y a une diminution considérable des erreurs de poursuite (durant une interpolation circulaire) pour une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires comparativement à une MOCN à système d'entraînement par vis à billes;
- Le défaut de circularité obtenu pour une interpolation circulaire sur une MOCN à système d'entraînement par vis à billes augmente avec l'accélération des axes de la MOCN, donc avec la vitesse de ces axes;
- À l'opposé, ce défaut n'augmente presque pas avec l'accélération des axes pour une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires;
- Le défaut de circularité pour cette MOCN à un comportement asymptotique pour des accélérations élevées, donc des vitesses élevées;
- Les principales erreurs pour une MOCN à système d'entraînement par vis à billes sont les pics d'inversion et l'influence du jeu dans les mouvements qui sont provoqués par les forces de friction générées par les composants du système d'entraînement;
- Du côté de la MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires, les erreurs sont attribuables à part égale au système de servocommande et à la structure mécanique de la MOCN pour des faibles accélérations. Pour des accélérations éle-

vées, les erreurs prédominantes proviennent majoritairement du système de servocommande. La structure mécanique de la MOCN a une meilleure performance pour des accélérations élevées.

En outre, suite aux tests comparatifs des alésages par barre à aléser et par fraisage orbital à hautes vitesses, il est possible de conclure :

- Une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires permet d'obtenir les mêmes défauts de circularité pour les deux types d'alésages.
- Pour la MOCN à système d'entraînement par vis à billes : les défauts de circularité obtenus pour l'alésage par fraisage orbital est beaucoup plus grand que celui obtenu pour l'alésage par barre à aléser.
- La fonction HPCC augmente légèrement au défaut de circularité mais diminue considérablement l'erreur diamétrale.

En résumé, l'alésage par fraisage orbital sur une MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires permet une réduction importante des coûts de production : il est possible d'usiner plusieurs valeurs diamétrales d'alésage avec un seul outil diminuant ainsi les changements d'outil et l'inventaire d'outils. Il permet aussi l'usinage à des hautes vitesses réduisant donc le temps d'usinage pour les alliages légers.

Recommandations

1. Il est suggéré d'effectuer les tests et l'analyse faites dans ce mémoire sur une autre MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires pour être en mesure de confirmer les résultats obtenus et pouvoir généraliser les conclusions à toutes les MOCN à système d'entraînement par moteurs linéaires.
2. Il est suggéré d'effectuer une étude plus poussée du fonctionnement des moteurs linéaires pour ainsi établir une modélisation précise de leur comportement, des paramètres affectant leur comportement et les relations mathématiques entre ces paramètres.
3. Il est recommandé de faire l'acquisition de l'erreur de position servo durant des tests d'usinage pour voir l'influence des forces de coupe et de la masse de la pièce sur le système d'asservissement de servo. Cette analyse pourrait permettre de mieux expliquer la différence du défaut de circularité entre les tests à vide et les tests d'usinage.
4. Il est recommandé de répéter ces tests pour des accélérations plus élevées pour voir l'évolution des erreurs étudiées dans ce mémoire.
5. Il est recommandé d'étudier l'usure des outils durant le fraisage orbital. En effet, l'utilisation d'un seul outil pour usiner une multitude de diamètres d'alésage pourrait être nuisible du point de vue usure d'outils. Lorsque le diamètre de fraise est presque égal au diamètre de l'alésage, les angles de coupe au travail de l'outil risquent d'influencer considérablement l'usinage, la formation du copeau, le talonnage, etc. En conséquence, il peut y avoir une usure accélérée de la fraise.

Bibliographie

- [1] ALTINTAS, Yusuf. 2000. Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 286p.
- [2] ALTINTAS, Y., BUDAK E. 1995. « Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling ». *Annals of the CIRP*. 44. 357-362.
- [3] ALTINTAS, Yusuf. 2003. *CUTPRO*. Version 6.0. [Logiciel]. Vancouver, Canada: Manufacturing Automation Laboratories, Inc. (98 Mo).
- [4] ATABEY, F., LAZOGLU, I., ALTINTAS, Y. 2003. « Mechanics of boring processes – Part I ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 43. 463-476.
- [5] CIRP. 2004. Dictionnaire des techniques de production mécanique vol 2 : procédés d'enlèvement de matière. Paris, France : Springer, 573p.
- [6] DORLOT, Jean-Marie. 1986. Des matériaux. Montréal, Canada : Éditions de l'École Polytechnique de Montréal, 474p.
- [7] ENGIN, S., ALTINTAS, Y. 2001. « Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 41. 2195-2212.
- [8] GE FANUC AUTOMATION. 2002. *Computer Numerical control products: Series 15i Model B Series 150i Model B Connection Manual*. GE Fanuc Automation North America, Inc. 227p. GFZ-63783EN-1/01.

- [9] GE FANUC AUTOMATION. 2001. *Computer Numerical control products: Linear Motor Series Descriptions*. GE Fanuc Automation North America, Inc. 227p. GFZ-65222EN/03.
- [10] IBARAKI, S., KAKINO, Y., LEE, K., IHARA, Y., BRAASCH, J., EBERHERR, A. 2001. « Diagnosis and compensation of motion errors in NC machine tools by arbitrary shape contouring error measurement ». *Laser metrology and machine performance V*. Southampton, UK: WIT press. 59-68.
- [11] KAKINO, Y., IHARA, Y., SHINOHARA, A. 1993. Accuracy Inspection of NC Machine Tools by Double Ball Bar Method. Munich, Germany: Hanser Publishers, 191p.
- [12] KLINE, W. A., DEVOR, R. E., Lindberg J. R. 1982. « The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts ». *International Journal of Machine Tool Design and Research*. 22:1. 007-022.
- [13] KNAPP, W., ZÜRICH, E. 1983. « Test of the Three-Dimensional Uncertainty of Machine Tools and Measuring machines and its Relation to the Machine Errors ». *Annals of the CIRP*. 32. 459-464.
- [14] LEE, K., IBARAKI, S., MATSUBARA, A., KAKINO, Y., SUZUKI, Y., ARAI, S., BRAASCH, J. 2003. «A servo parameter tuning method for high-speed NC machine tools based on contouring error measurement ». *Laser Metrology and Machine Performance VI*. Huddersfield, UK: WIT Press. 181-192.

- [15] MAYER, René. 2001. Contrôle dimensionnel : recueil de textes : cours MEC4500. Montréal, Canada : Éditions de l'École Polytechnique de Montréal, 1v. (pages multiples).
- [16] ORGANISATION INTERNATIONALE DE NORMALISATION. 1996. *Code d'essai des machines-outils : Essais de circularité des machines-outils à commande numérique*. Genève, Suisse : Organisation internationale de normalisation. 13p. Norme internationale ISO 230-4 :1996 (F).
- [17] PEIGNE, Grégoire. Étude et simulation des effets dynamiques de la coupe sur la stabilité de la coupe et la qualité géométrique de la surface usinée : application au fraisage de profil. 186p. Thèse de doctorat en génie mécanique, Institut National Polytechnique de Grenoble.
- [18] RAHMAN, Mahbubur. 2004. Modeling and measurement of multi-axis machine tools to improve positioning accuracy in a software way. 124p. Dissertation académique en génie mécanique, University of Oulu.
- [19] RENISHAW plc. 2000. *Renishaw Ballbar*. Version 5. [Logiciel]. Renishaw plc. (16.3 Mo).
- [20] TOBIAS, S. A. 1965. Machine-tool vibration. London, UK: Blackie & Son Limited, 351p.
- [21] WEIDNER, C., QUICKEL, D. 1999. « High-Speed Machining with linear Motors ». *Manufacturing Engineering*. 122:3. 80-88.

Annexe A: Équipements et paramètres de coupes pour les essais expérimentaux

L'annexe A donne la liste des instruments utilisés pour les essais expérimentaux ainsi que les paramètres de coupes. Les Tableau A-1 à Tableau A-4 donnent la description détaillée de certains outils utilisés pour plusieurs essais. Le Tableau A-5 donne les spécifications et l'équipement requis pour le montage outil / porte-outil pour les deux MOCN. Les Tableau A-6 à Tableau A-10 donnent la liste détaillée de l'équipement utilisé pour les diverses étapes expérimentales. Les Tableau A-11 et Tableau A-12 donnent les paramètres de coupe utilisés pour les opérations d'usinage. Les vitesses de coupe des Tableau A-11 et Tableau A-12 sont les valeurs nominales et non les valeurs réelles.

Tableau A-1: Fraise pour les tests d'usinage

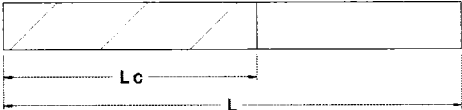
<p>Outil:</p> 	<ul style="list-style-type: none"> • Fournisseur: Minicut International
	<ul style="list-style-type: none"> • Type: à bout cylindrique
	<ul style="list-style-type: none"> • EDP#: 3045-30260 (revêtement TiN)
	<ul style="list-style-type: none"> • Matériau: carbure
	<ul style="list-style-type: none"> • Nombre de dents: 3
	<ul style="list-style-type: none"> • Longueur de coupe (Lc): 22,23 mm
	<ul style="list-style-type: none"> • Longueur totale (L): 63,5 mm
	<ul style="list-style-type: none"> • Diamètre de l'outil: 9,525 mm
	<ul style="list-style-type: none"> • Tool's shank diameter: 9,525 mm
	<ul style="list-style-type: none"> • Masse : 54 g
	<ul style="list-style-type: none"> • Les angles de l'outil ne sont pas disponibles

Tableau A-2: Accéléromètre pour la mesure des fonctions de transfert

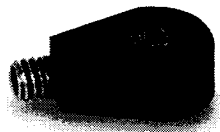
Accéléromètre : 	<ul style="list-style-type: none"> Fournisseur: PCB Piezotronics
	<ul style="list-style-type: none"> Type: Inductif, hautes fréquences
	<ul style="list-style-type: none"> Masse : 0,5 g
	<ul style="list-style-type: none"> Modèle : 352C22 / sn# 44354
	<ul style="list-style-type: none"> Sensibilité : 9,66 mV/g
	<ul style="list-style-type: none"> Étendue de mesure: ± 500 G
	<ul style="list-style-type: none"> Montage: Adhésif Résolution large bande : 1 à 10k Hz

Tableau A-3: Barre à aléser

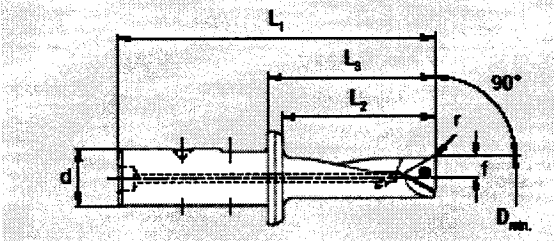
	<ul style="list-style-type: none"> Fournisseur : Komet
	<ul style="list-style-type: none"> Modèle : B00 15730
	<ul style="list-style-type: none"> $L_1 = 95,00$ mm
	<ul style="list-style-type: none"> $L_2 = 50,01$ mm
	<ul style="list-style-type: none"> $L_3 = 54,99$ mm
	<ul style="list-style-type: none"> $r = 0,20$ mm
	<ul style="list-style-type: none"> $f = 7,44$ mm $d = 16,00$ mm $D_{\min} = 15,01$ mm

Tableau A-4: Plaquette pour la barre à aléser

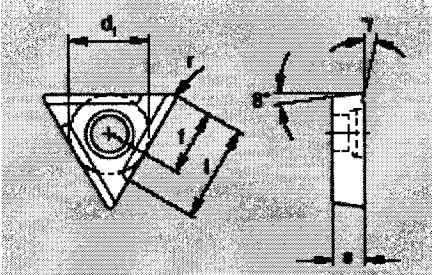
	<ul style="list-style-type: none"> Fournisseur : Komet
	<ul style="list-style-type: none"> Modèle : W30 14820.02 (CK32)
	<ul style="list-style-type: none"> Description ISO : TOHX 090202 FL-G12
	<ul style="list-style-type: none"> $\gamma = 12^\circ$
	<ul style="list-style-type: none"> $l = 3,51$ mm
	<ul style="list-style-type: none"> $r = 0,20$ mm
	<ul style="list-style-type: none"> $f = 4,70$ mm $d_1 = 5,59$ mm $s = 2,49$ mm

Tableau A-5: Portes outils pour tous les essais avec usinage

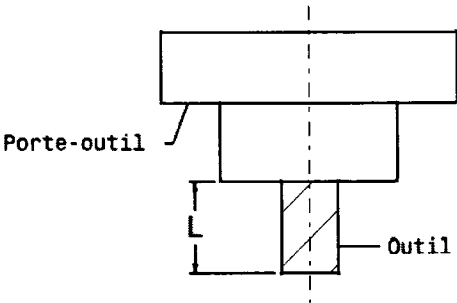
<p>Porte-outline:</p> 	<p>HU40-T (BT-40) D'Andrea TOPRUN ER 25.70 Pince de serrage : 9-10 haute précision</p>
	<p>VL30-5X (HSK-E40) D'Andrea ER 25.70 Pince de serrage: 9-10 haute précision</p>
	<p>L : ~ 28,7 mm (L est la valeur moyenne des trois distances mesurées pour chaque dent)</p>

Tableau A-6: Équipement pour l'identification expérimentale des coefficients de coupe pour le fraisage

Équipement nécessaire	Équipement utilisé
MOCN	HU40-T
Table dynamométrique	Kistler, type 9255BQ02, sn 1253476
Amplificateur de signal	Kistler multichannel charge amplifier type 5017B
Outil (minimum de 3 dents)	Tableau A-6
Porte-outil	Tableau A-5
Pince de serrage	Tableau A-5
Brut surfacé (doit permettre un minimum de 10 révolutions)	Type : Al 6061-T6 Dimensions approximatives (en mm) : 155 x 97 x 100
Marteau avec capteur piézoélectrique de force	PCB 086C05 (bout en vinyle)
Carte d'acquisition de données	NI DAQCard-AI-16E-4
Conditionneur de signal I/O	MAL – Signal Conditioner I/O Box
Microphone	Microphone unidirectionnel
Logiciel pour l'acquisition de forces	Celui développé par le LRFV
Logiciel pour le traitement des données (coefficients de forces)	Programme développé en MATLAB et CUTPRO
Logiciel pour la mesure de fonction de transfert	CUTPRO (module MALTF)
Logiciel pour l'acquisition du spectre acoustique	CUTPRO (module MALDAQ)

Tableau A-7: Équipement pour les tests d'usinage circulaires

Équipement nécessaire	Équipement utilisé
MOCN	HU40-T et VL30-5X
Outil	Tableau A-6
Porte-outil	Tableau A-5
Pince de serrage	Tableau A-5
Brut (géométrie variable d'une MOCN à l'autre)	Matériau : Al 6061-T6 (épaisseur = 19,05 mm)

Tableau A-8 : Équipement pour les tests circulaires à vide

Équipement nécessaire	Équipement utilisé
MOCN	HU40-T et VL30-5X
Instrument pour la mesure de la position dynamique de la broche	KGM 182 de HEIDENHAIN
Accéléromètre capacitif <ul style="list-style-type: none"> - Direction X: - Direction Y: 	Model; 3701G3FB3G/AY, sn 5523 Sensitivity; 104.3 mV/m/s ² Model; 3701G3FB3G/AY, sn 5514 Sensitivity; 103.3 mV/m/s ²
Conditionneur de signal capacitif	PCB conditioner, model 478A16
Logiciel pour l'acquisition des accélérations	CUTPRO (module MALDAQ)

Tableau A-9: Équipement pour l'analyse modale expérimentale

Équipement nécessaire	Équipement utilisé
MOCN	HU40-T et VL30-5X
Outil (minimum de 3 dents)	Tableau A-6
Porte-outil	Tableau A-5
Pince de serrage	Tableau A-5
Accéléromètre	Tableau A-2
Marteau avec capteur piézoélectrique de force	PCB 086C04 HU40-T : bout en vinyle VL30-5X : bout en métal
Carte d'acquisition de données	NI DAQCard-AI-16E-4
Conditionneur de signal I/O	MAL – Signal Conditioner I/O Box
Logiciel pour la mesure de la fonction de transfert	CUTPRO (module MALTF)
Logiciel pour l'analyse modale	CUTPRO (module MODAL)
Logiciel pour la simulation des lobes de stabilité	CUTPRO

Tableau A-10: Équipement pour les tests comparatifs; barre à aléser vs fraisage orbital

Équipement nécessaire	Équipement utilisé
MOCN	HU40-T et VL30-5X
Fraise	Tableau A-6
Barre à aléser	Tableau A-3
Plaquette	Tableau A-4
Porte-outil	Tableau A-5
Pince de serrage	Tableau A-5
Brut cylindrique	Matériau : Al 6061-T6 Diamètre approximatif: 200 mm Épaisseur : 25,4 mm

Tableau A-11 : Paramètres de coupe pour les tests d'usinage

Rayon de coupe	Vitesse d'avance		Vitesse de rotation de la broche	HPCC	
	Avance linéaire	Avance par dent			
(mm)	(mm/min)	(mm/dent)	(tr/min)	OUI	NON
Instance #1 (MOCN : HU40-T)					
99,314	4788	0,12	13 300		X
98,298	3192	0,08	13 300		X
97,282	1596	0,04	13 300		X
41,148	4788	0,12	13 300		X
40,132	3192	0,08	13 300		X
39,116	1596	0,04	13 300		X
Instance #2 (MOCN : VL30-5X)					
99,314	4788	0,12	13 300		X
98,298	3192	0,08	13 300		X
97,282	1596	0,04	13 300		X
41,148	4788	0,12	13 300		X
40,132	3192	0,08	13 300		X
39,116	1596	0,04	13 300		X
Instance #3 (MOCN : VL30-5X)					
99,314	6840	0,12	19 000		X
98,298	4560	0,08	19 000		X
97,282	2280	0,04	19 000		X
41,148	6840	0,12	19 000		X
40,132	4560	0,08	19 000		X
39,116	2280	0,04	19 000		X
Instance #4 (MOCN : VL30-5X)					
99,314	6840	0,12	19 000	X	
98,298	4560	0,08	19 000	X	
97,282	2280	0,04	19 000	X	
41,148	6840	0,12	19 000	X	
40,132	4560	0,08	19 000	X	
39,116	2280	0,04	19 000	X	
Instance #5 (MOCN : VL30-5X)					
99,314	6840	0,12	19 000		X
98,298	4560	0,08	19 000		X
97,282	2280	0,04	19 000		X
41,148	6840	0,12	19 000		X
40,132	4560	0,08	19 000		X
39,116	2280	0,04	19 000		X

Tableau A-12: Paramètres de coupe pour les tests comparatifs (barre à aléser vs fraisage orbital)

Numéro de l'alésage	Vitesse d'avance		Vitesse de rotation de la broche	HPCC	
	Avance linéaire	Avance par dent			
Alésage par fraisage orbital					
	(mm/min)	(mm/dent)	(tr/min)	OUI	NON
OM1	1200	0,04	10 000		X
OM2	3600	0,12	10 000		X
OM3	2280	0,04	19 000		X
OM4	4560	0,08	19 000		X
OM5	2280	0,04	19 000	X	
OM6	4560	0,08	19 000	X	
Alésage par barre à aléser					
	(mm/min)	(mm/tr)	(tr/min)	OUI	NON
BB1	165,8	0,0508	3232		X
BB2	995,0	0,3048	3232		X

Annexe B: Résultats complémentaires

Cette annexe fournit les résultats expérimentaux qui ne sont pas présents dans le texte : les forces mesurées pour les coefficients de coupe, les paramètres modaux et l'origine des modes, les accélérations mesurées durant les tests à vide, les tracés polaires des écarts des tests à vide et des tests d'usinage, les tracés polaires des écarts des tests à vide et de l'erreur de position servo et les tracés polaires des écarts des tests comparatifs (barre à aléser versus fraisage orbital).

B.1. Forces mesurées

La Figure B.1 illustre un schéma du montage de la table dynamométrique incluant le repère de la table dynamométrique (X_t, Y_t, Z_t) et celui de l'outil (X_o, Y_o, Z_o). Les forces sont mesurées dans le repère de la table dynamométrique et doivent être ramenées dans le repère de l'outil. Nous obtenons donc $X_o = -Y_t$, $Y_o = -X_t$ et $Z_o = Z_t$. Les égalités précédentes varient selon le montage de la table dynamométrique sur la table de la MOCN et selon la MOCN utilisée. Il est suggéré de toujours consulter le manuel du fabricant de la table dynamométrique et de la MOCN durant l'utilisation de ces dernières.

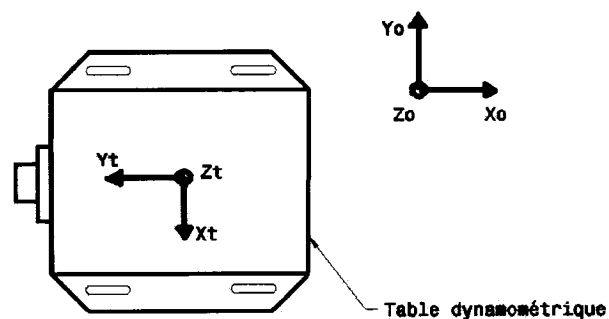
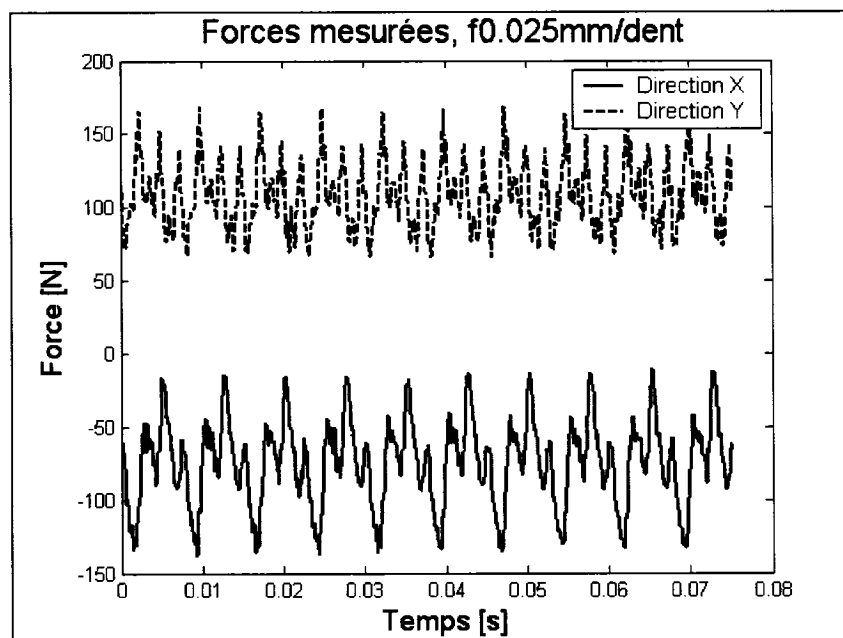
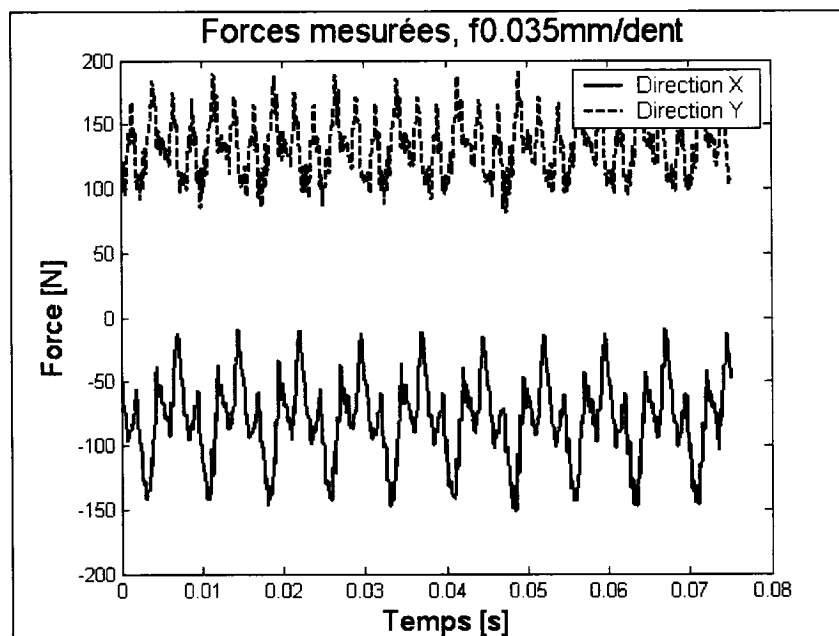


Figure B.1: Schéma du système de repère de la table dynamométrique

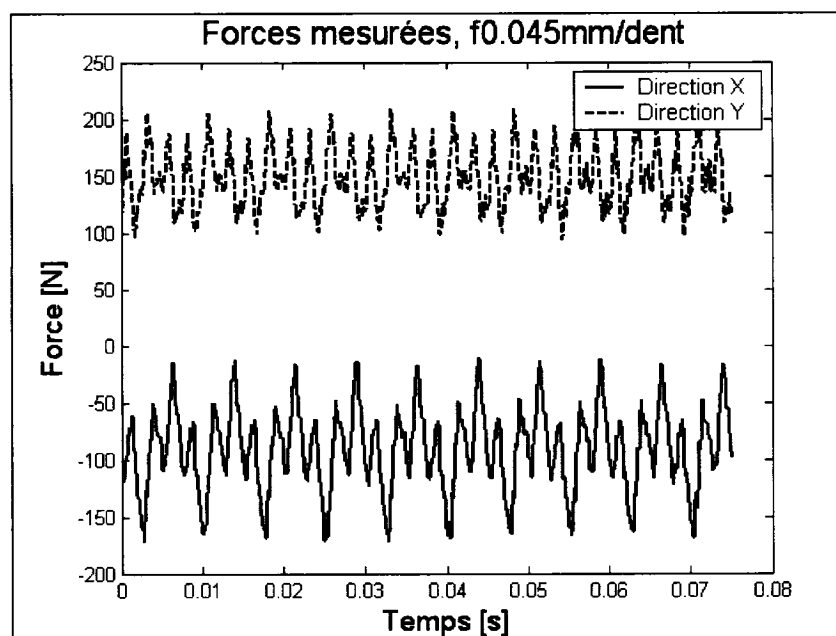
Les Figure B.2 à Figure B.6 illustrent les forces mesurées et ramenées dans le repère de l'outil pour l'identification expérimentale des coefficients de coupe en fraisage.



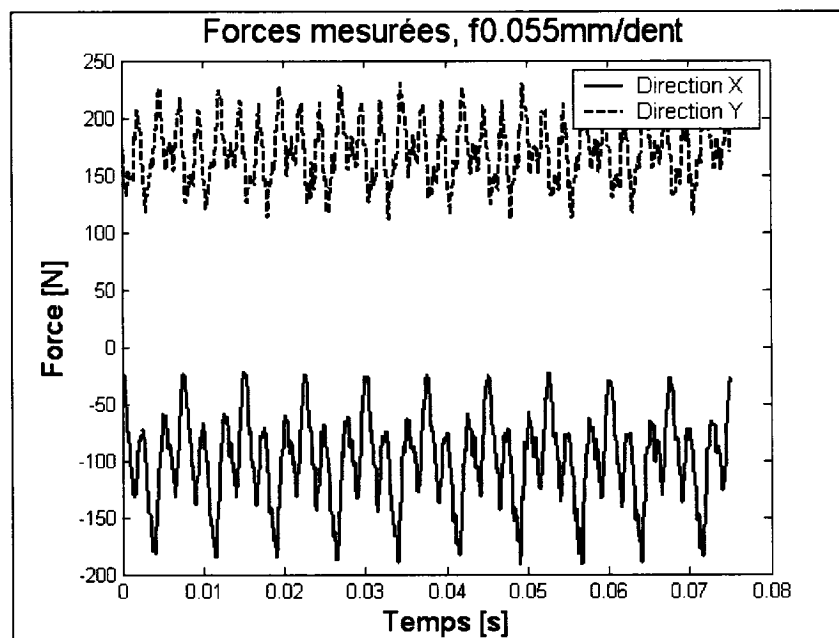
**Figure B.2: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil)
pour une vitesse d'avance de 0,025 mm/dent**



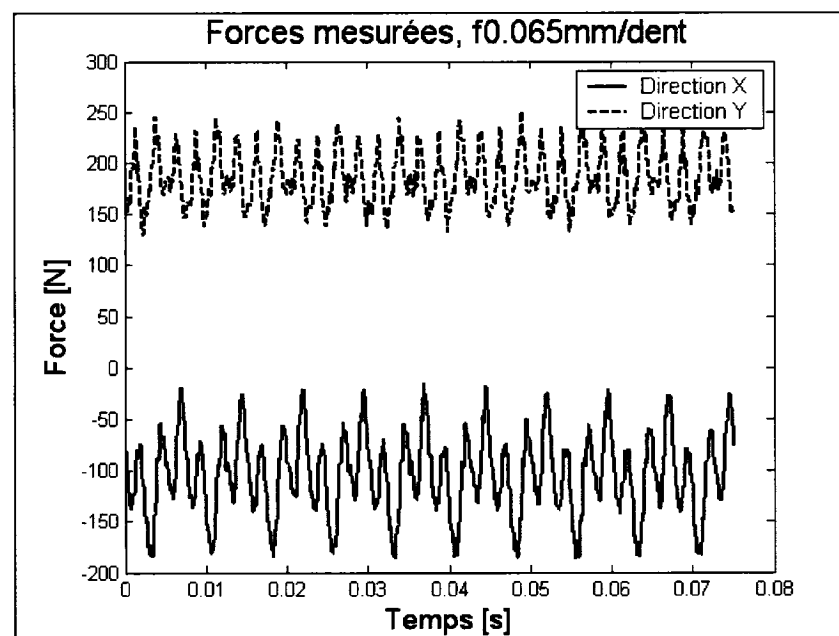
**Figure B.3: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil)
pour une vitesse d'avance de 0,035 mm/dent**



**Figure B.4: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil)
pour une vitesse d'avance de 0,045 mm/dent**



**Figure B.5: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil)
pour une vitesse d'avance de 0,055 mm/dent**



**Figure B.6: Forces moyennes mesurées dans les directions X et Y (repère de l'outil)
pour une vitesse d'avance de 0,065 mm/dent**

B.2. Paramètres modaux et origine des modes

Les Tableau B-1 à Tableau B-4 donnent les paramètres modaux dans les directions X et Y des MOCN analysées (la HU40-T et la VL30-5X). Ces paramètres sont déterminés à l'aide du logiciel CUTPRO. La fréquence du mode est donnée suivie de l'amortissement (c), de la masse (m) et de la rigidité modale (k) propre à chaque mode. Les trois derniers paramètres sont ceux utilisés pour la modélisation, masse/amortisseur/ressort, d'un système mécanique et peuvent être retrouvés dans éq.(1.8). Finalement, l'origine de chaque mode est aussi fournie aux Tableau B-1 à Tableau B-4. L'appellation machine indique que le mode provient de la MOCN, l'appellation porte-outil/outil indique qu'il provient de ces deux éléments, l'appellation outil indique qu'il provient de l'outil et l'appellation porte-outil qu'il provient de celui-ci.

**Tableau B-1: Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la
HU40-T dans la direction X**

HU40-T: Paramètres modaux - direction X					
Mode	Fréquence	Amortissement	Masse	Rigidité modale	Origine
	(Hz)		(Kg)	(N/m)	
1	265,0	0,1872	-83,03	-230251375,4	porte-outil/outil
2	311,3	0,1052	-399,89	-1529878277,5	machine
3	402,8	0,1055	-14,45	-92540135,5	outil
4	484,6	0,2564	3,56	32966745,4	outil
5	508,9	0,0194	1105,72	11306499928,4	porte-outil/outil
6	527,0	0,0251	14,67	160829976,2	machine
7	547,9	0,1185	-6,17	-73147388,5	outil
8	728,3	0,0305	126,15	2641833376,9	porte-outil/outil
9	741,0	0,0082	-2434,29	-52761447069,2	machine
10	776,0	0,0142	-2165,87	-51484603005,4	porte-outil/outil
11	830,4	0,0491	18,83	512657942,0	machine
12	883,3	0,0211	12,33	379970257,4	machine
13	1224,5	0,1064	6,72	397559938,7	machine
14	1586,9	0,0525	7,36	731569903,0	machine
15	1948,3	0,1415	4,27	639293366,2	outil
16	2413,9	0,0402	2,28	523394440,3	porte-outil/outil
17	2685,8	0,0262	-57,47	-16366926397,4	porte-outil/outil
18	3208,2	0,0170	1,02	413890889,5	outil
19	3389,8	0,0160	0,93	423893629,3	outil
20	3994,8	0,0247	0,14	87037063,5	outil
21	4706,2	0,0195	0,07	59573591,5	outil

**Tableau B-2 : Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la
HU40-T dans la direction Y**

HU40-T: Paramètres modaux - direction Y					
Mode	Fréquence	Amortissement	Masse	Rigidité modale	Origine
	(Hz)		(Kg)	(N/m)	
1	171,9	0,0486	224,08	261398562,0	machine
2	202,9	0,0338	-532,84	-866305311,4	outil
3	355,5	0,1418	10,76	53667776,2	outil
4	375,1	0,1113	-85,22	-473422263,4	outil
5	438,6	0,0532	42,95	326267993,9	machine
6	501,6	0,0222	239,09	2375042558,1	machine
7	519,5	0,0330	-201,06	-2142392808,1	outil
8	594,3	0,0441	81,14	1131428176,3	outil
9	619,5	0,0139	746,78	11315101723,0	machine
10	656,1	0,0215	693,56	11788072288,2	outil
11	731,4	0,0356	20,16	425716948,3	machine
12	940,8	0,0557	2,90	101451482,3	porte- outil/outil
13	962,2	0,0248	24,86	908704180,6	machine
14	977,7	0,0021	-4215,64	-159073636128,7	machine
15	1008,0	0,0133	49,57	1988499356,5	machine
16	1079,1	0,0176	113,91	5236730715,0	machine
17	1097,3	0,0138	793,35	37714976088,4	machine
18	1145,7	0,0432	-18,95	-981814858,6	machine
19	1216,6	0,0444	25,82	1508839698,7	machine
20	1561,9	0,0792	1,51	145140967,5	porte- outil/outil
21	1847,1	0,2052	5,98	805969527,7	porte- outil/outil
22	2424,3	0,0068	7,54	1750415310,6	porte- outil/outil
23	2618,4	0,0515	-5,15	-1394296864,2	porte- outil/outil
24	3228,8	0,0190	1,09	448198544,3	porte- outil/outil
25	3404,3	0,0182	1,33	609422199,1	outil
26	4070,9	0,0315	0,07	44354499,1	outil

**Tableau B-3: Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la
VL30-5X dans la direction X**

VL30-5X: Paramètres modaux - direction X					
Mode	Fréquence (Hz)	Amortissement	Masse (Kg)	Rigidité modale (N/m)	Origine
1	300,3	0,0608	61,04	217393761,0	porte- outil/outil
2	535,8	0,0367	33,73	382173599,4	porte- outil/outil
3	601,4	0,0525	5,94	84838407,9	porte- outil/outil
4	650,5	0,0502	2,80	46751584,4	porte- outil/outil
5	720,7	0,0220	52,95	1085669718,2	porte-outil
6	737,9	0,0067	-428,03	-9200052541,4	machine
7	782,1	0,0208	315,80	7626903533,0	outil
8	820,9	0,0354	-44,37	-1180243074,2	outil
9	1072,2	0,0745	0,44	19805741,3	porte- outil/outil
10	1214,3	0,2298	-0,29	-17082023,2	porte- outil/outil
11	1579,2	0,0702	7,35	723525249,5	porte- outil/outil
12	1620,4	0,0718	6,19	642122844,4	porte- outil/outil
13	2115,8	0,0557	0,42	73706706,4	porte- outil/outil
14	3847,9	0,0303	0,11	63778383,2	porte- outil/outil
15	4987,1	0,0443	0,13	123607999,8	porte- outil/outil

**Tableau B-4: Paramètres modaux (déterminés à l'aide de CUTPRO) pour la
VL30-5X dans la direction Y**

VL30-5X: Paramètres modaux - direction Y					
Mode	Fréquence (Hz)	Amortissement	Masse (Kg)	Rigidité modale (N/m)	Origine
1	130,2	0,0931	75,66	50632774,1	outil
2	148,3	0,0081	15901,30	13811405738,0	machine
3	169,4	0,0863	-22780,77	-25808354455,8	porte- outil/outil
4	232,8	0,0877	206,30	441215292,2	porte- outil/outil
5	295,2	0,0839	41,95	144343062,1	outil
6	342,8	0,0716	-166,86	-773985774,8	porte- outil/outil
7	403,1	0,0421	109,83	704430326,7	porte- outil/outil
8	461,8	0,0493	251,79	2120225990,8	porte- outil/outil
9	528,9	0,0407	9,66	106732066,4	porte- outil/outil
10	572,5	0,0480	-17,40	-225138714,8	porte- outil/outil
11	713,8	0,0485	1,16	23400086,8	porte- outil/outil
12	797,8	0,0030	-28,27	-710267498,5	porte- outil/outil
13	924,3	0,0251	13,15	443438569,7	porte- outil/outil
14	989,1	0,0255	9,24	356795641,3	porte- outil/outil
15	1046,4	0,0226	7,84	338904982,2	porte- outil/outil
16	1117,8	0,0267	9,70	478288668,2	porte- outil/outil
17	1171,0	0,0336	-4,41	-238529660,4	porte- outil/outil
18	1436,1	0,0362	4,65	378910641,4	porte- outil/outil
19	2092,9	0,0523	0,40	69468418,0	porte- outil/outil
20	2425,2	0,0571	1,39	322915772,4	porte- outil/outil
21	3855,1	0,0245	0,40	236623869,7	porte- outil/outil
22	3861,0	0,0253	0,42	249226576,0	porte- outil/outil
23	4734,6	0,0436	0,61	540794781,9	porte- outil/outil

B.3. Accélérations utilisées pour l'analyse des résultats

Tel que mentionné à la sous-section 2.2.3.2, l'accélération des axes X et Y des MOCN furent mesurées durant les tests à vide. Un polynôme d'ordre quatre est évalué pour les mesures effectuées dans les deux directions. Ensuite, la valeur maximale de ce polynôme dans la direction X est retenue. Cette valeur est utilisée pour l'analyse des résultats pour tous les tests de circularité (avec et sans usinage). Ces valeurs d'accélérations sont présentées aux Tableau B-5 et Tableau B-6. Les Figure B.13 à Figure B.30 illustrent la totalité des accélérations mesurées des deux MOCN pour toutes les conditions de coupe.

Tableau B-5: Accélérations retenues pour l'analyse de la HU40-T

Rayon de la trajectoire	Vitesse d'avance	Accélération
(mm)	(mm/min)	(mm/s ²)
99,314	4788	77,0
98,298	3192	48,2
97,282	1596	23,3
41,148	4788	156,1
40,132	3192	85,4
39,116	1596	34,8

Tableau B-6: Accélérations retenues pour l'analyse de la VL30-5X

Rayon de la trajectoire	Vitesse d'avance	Accélération	Rayon de la trajectoire	Vitesse d'avance	Accélération
(mm)	(mm/min)	(mm/s ²)	(mm)	(mm/min)	(mm/s ²)
99,314	6840	123,2	99,314	4788	71,9
98,298	4560	69,2	98,298	3192	46,4
97,282	2280	32,2	97,282	1596	25,6
41,148	6840	329,0	41,148	4788	171,8
40,132	4560	161,9	40,132	3192	89,2
39,116	2280	57,6	39,116	1596	37,3

En ce qui concerne l'utilisation de la fonction HPCC, les accélérations utilisées pour l'analyse des résultats avec HPCC sont les mêmes que celles sans HPCC. Par contre, comme cette fonction donne priorité à la trajectoire, il se peut qu'il y ait des réductions d'accélération considérables. Conséquemment, les accélérations mesurées durant les tests à vide avec la fonction HPCC sont comparées à celles mesurées lors des tests à vide sans cette fonction à l'aide de éq.(B.1) où $\Delta accélération$ est la différence entre l'accélération sans la fonction HPCC et celle avec la fonction HPCC.

$$Percentage\ de\ réduction = \frac{\Delta accélération}{Accélération(sansHPCC)} * 100 \quad (B.1)$$

Ainsi, il est établi que le plus grand pourcentage de réduction d'accélération est de 2,6% pour les tests dont le rayon de la trajectoire est de 41,1 mm et dont la vitesse d'avance est de 6840 mm/min. Il est donc possible d'établir que la fonction HPCC ne réduit pas l'accélération durant une interpolation circulaire. En revanche, la validation effectuée dans le cadre de ce travail est seulement valide pour une interpolation circulaire.

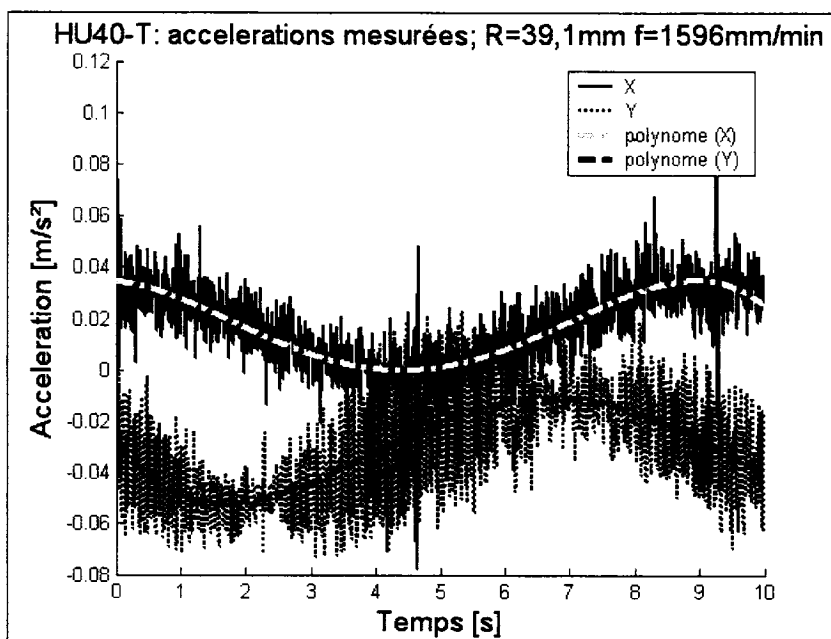


Figure B.7 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min

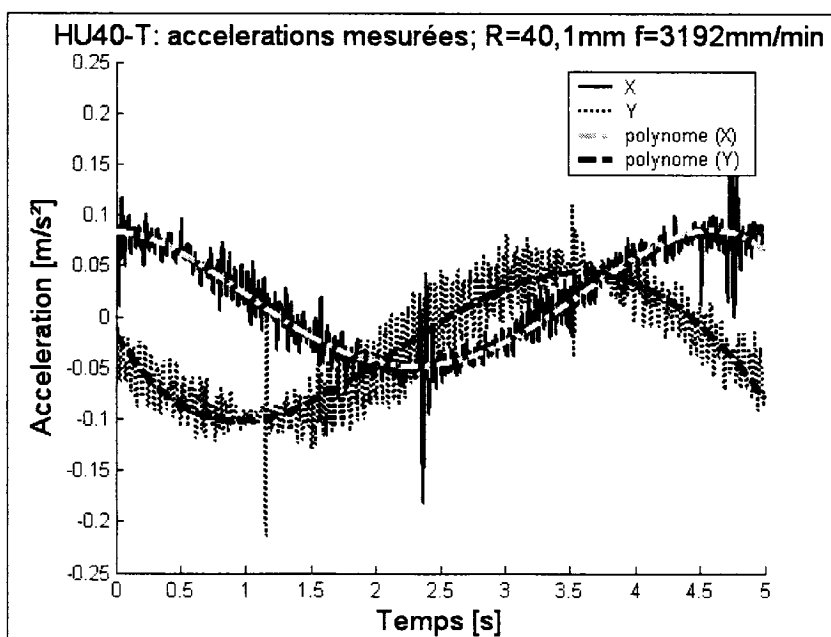


Figure B.8: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min

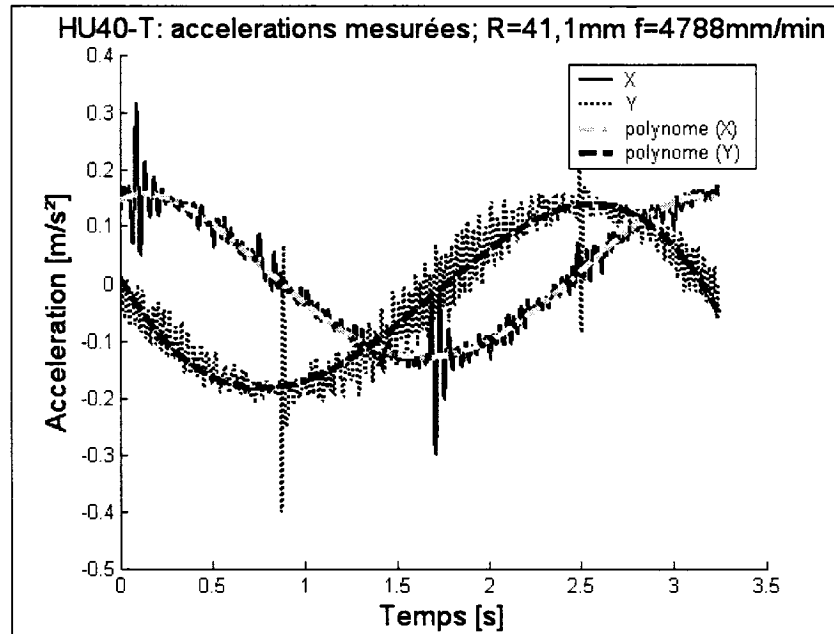


Figure B.9: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min

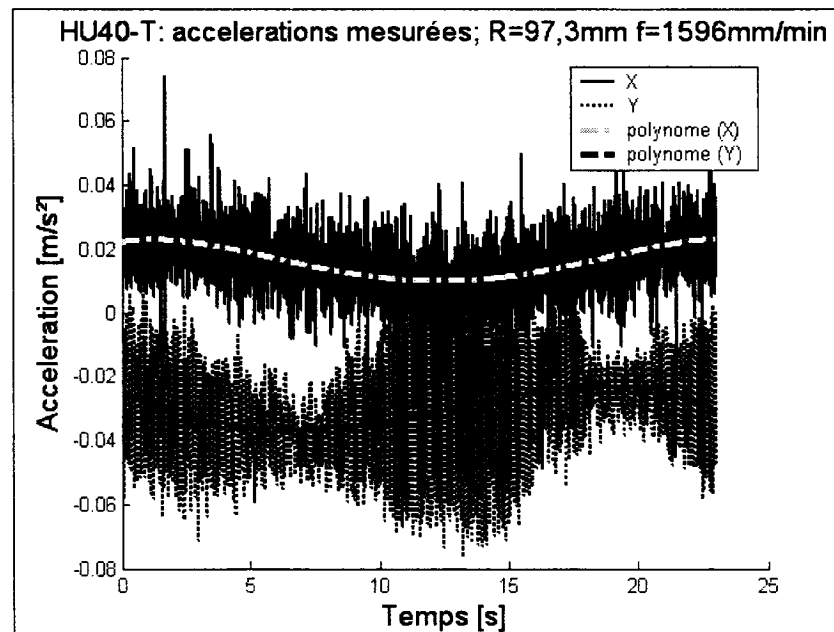


Figure B.10: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min

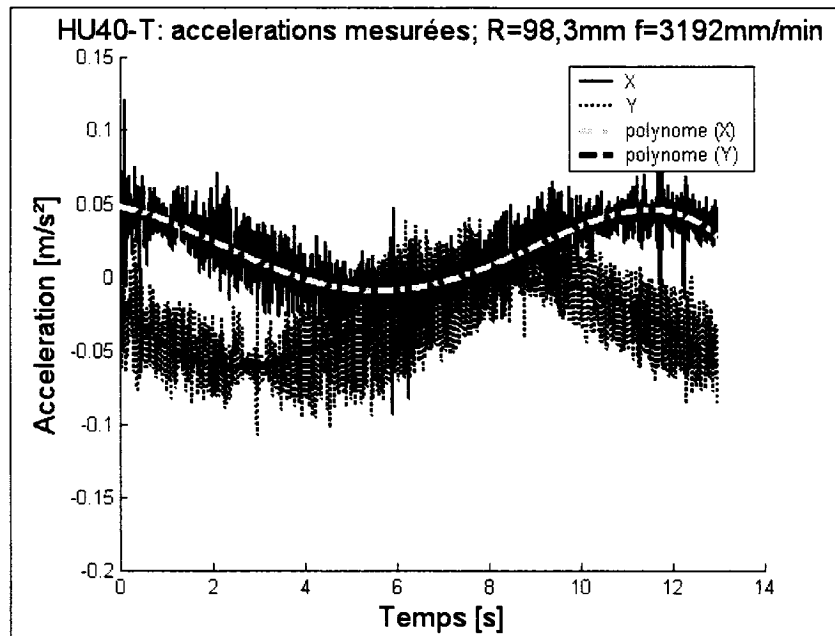


Figure B.11: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min

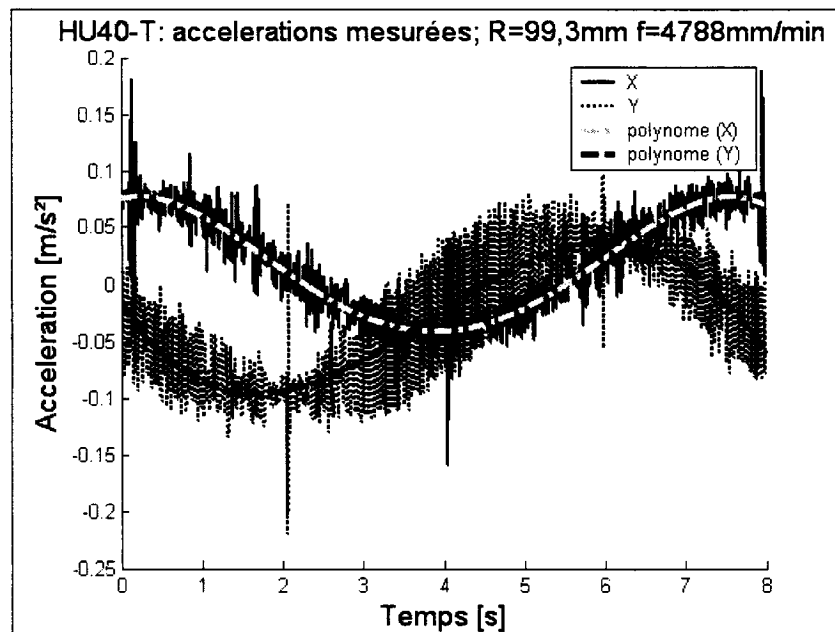


Figure B.12 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la HU40-T pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min

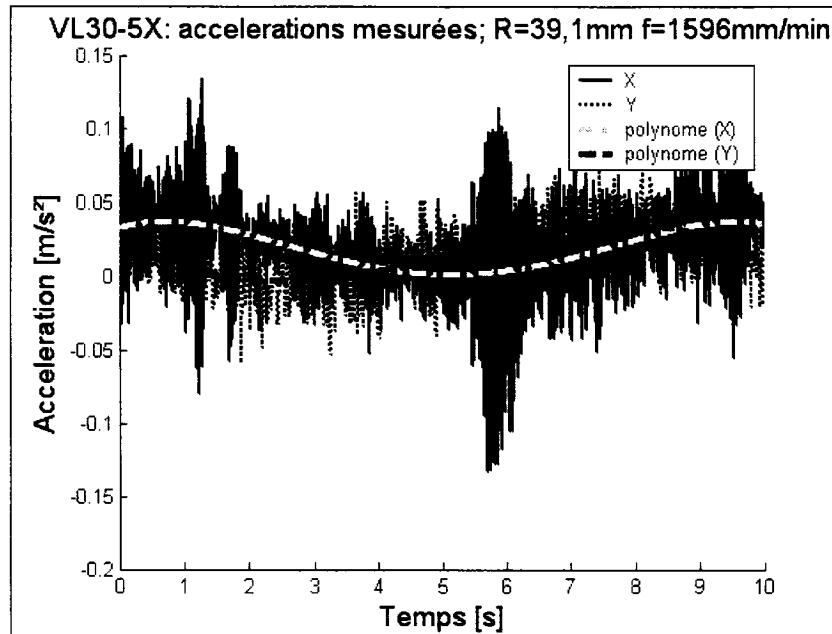


Figure B.13 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min

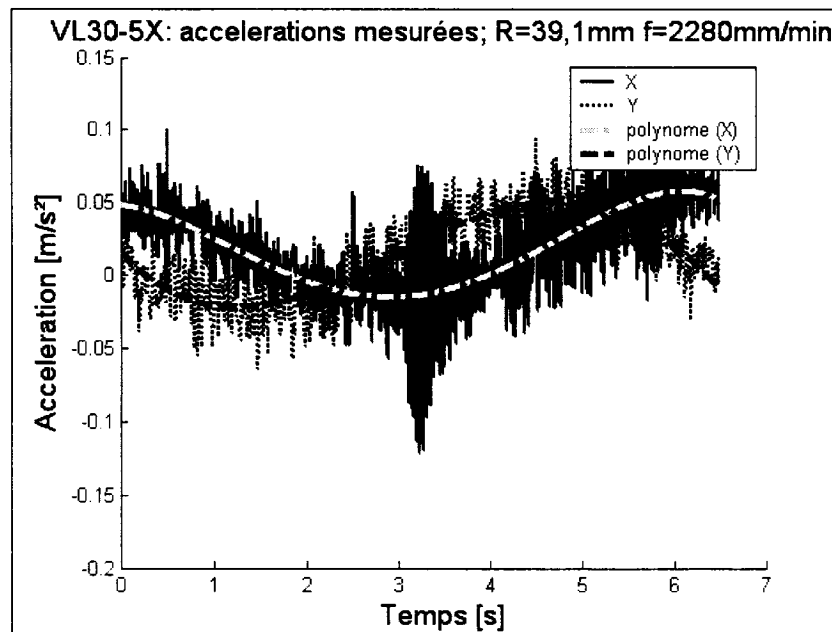


Figure B.14 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min

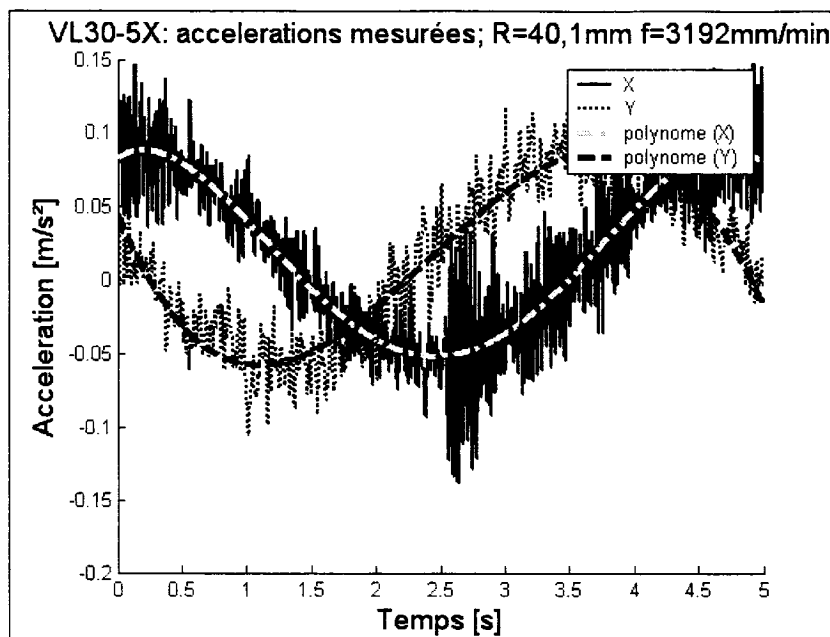


Figure B.15 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min

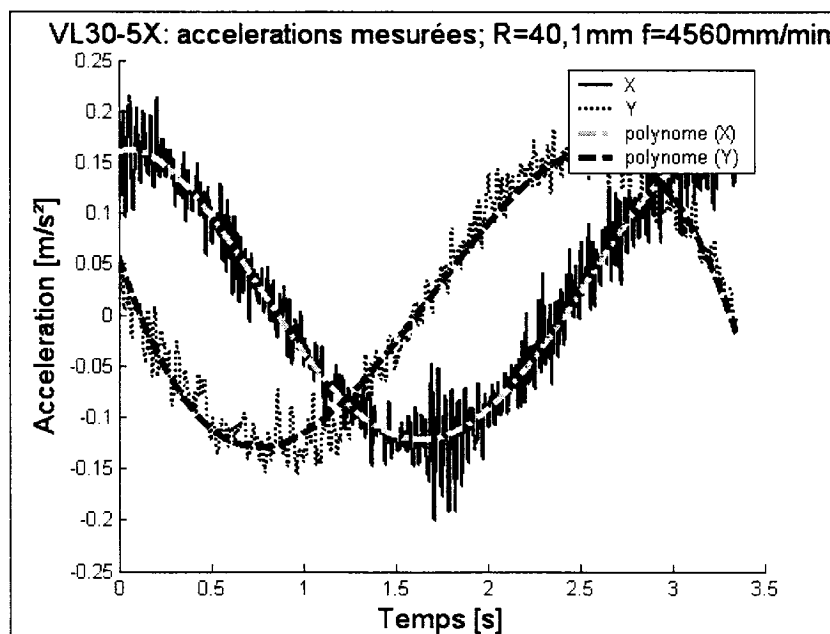


Figure B.16 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min

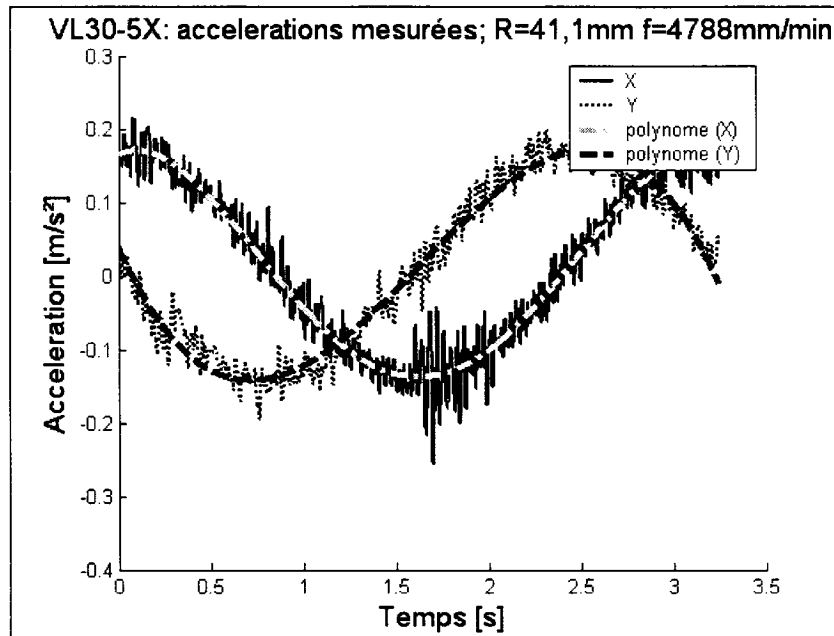


Figure B.17 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min

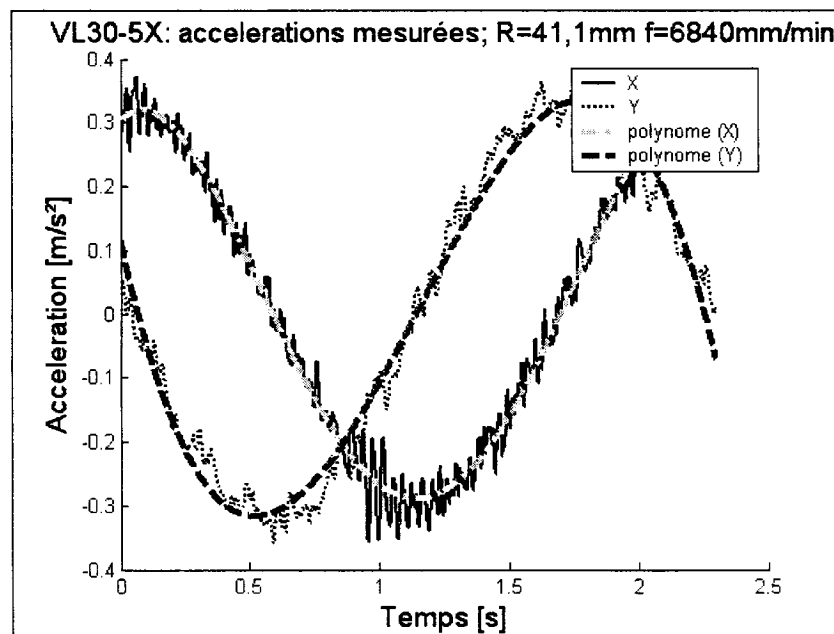


Figure B.18 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min

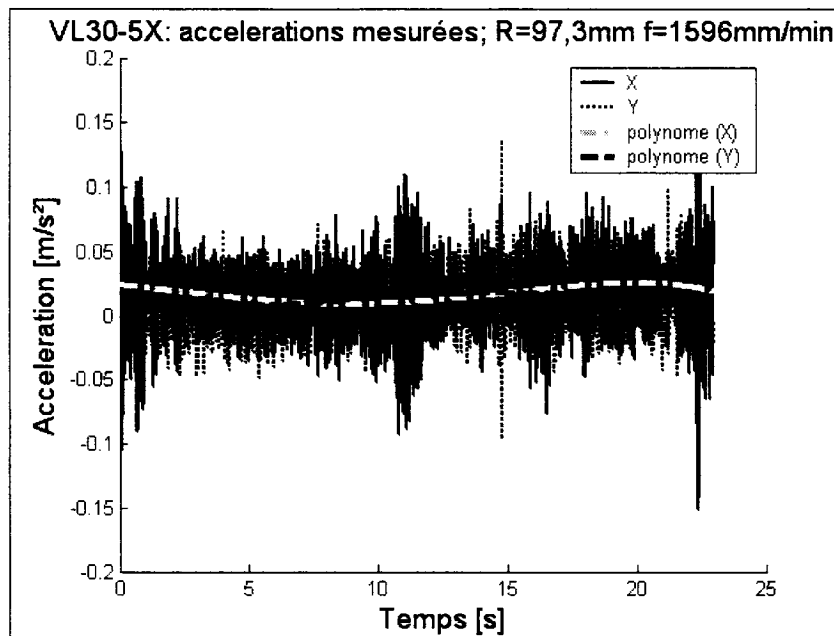


Figure B.19 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min

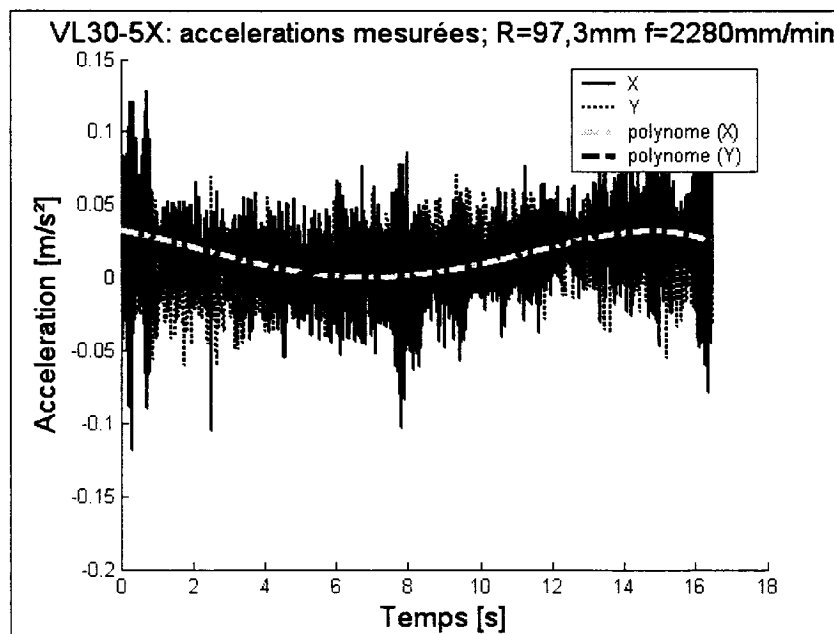


Figure B.20 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min

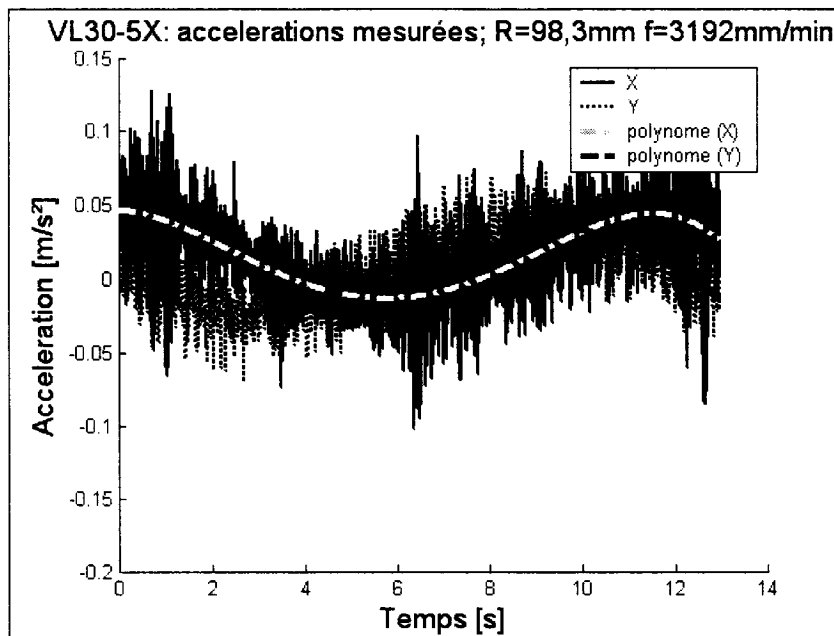


Figure B.21 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min

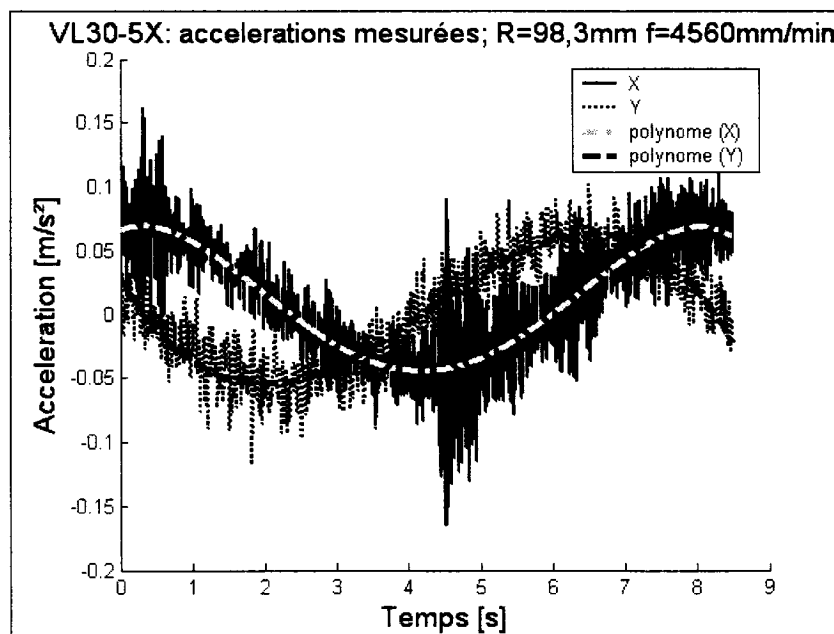


Figure B.22: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min

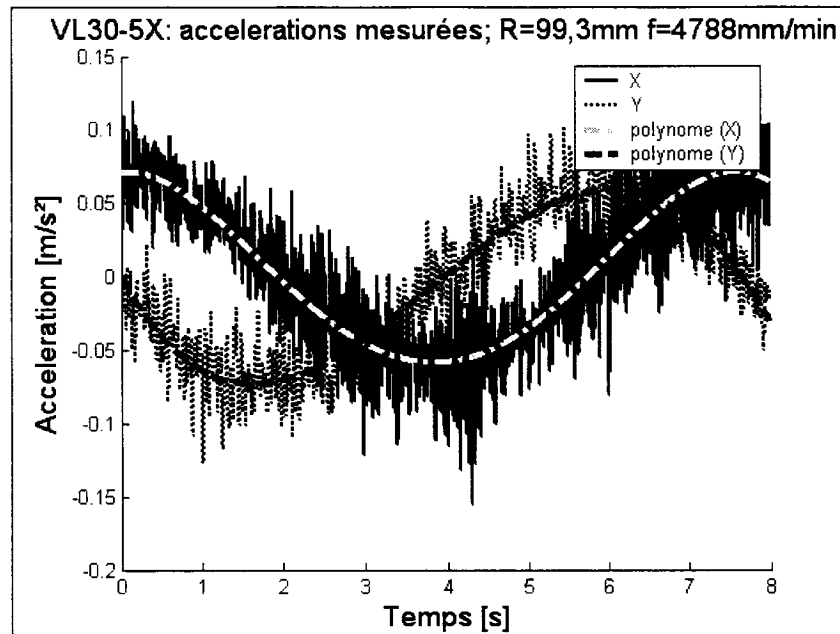


Figure B.23 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min

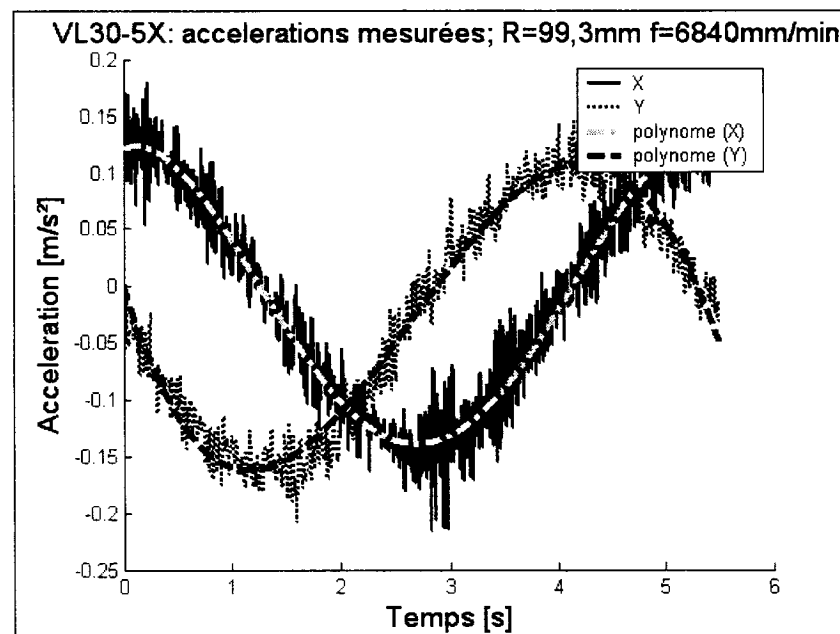


Figure B.24 : Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min

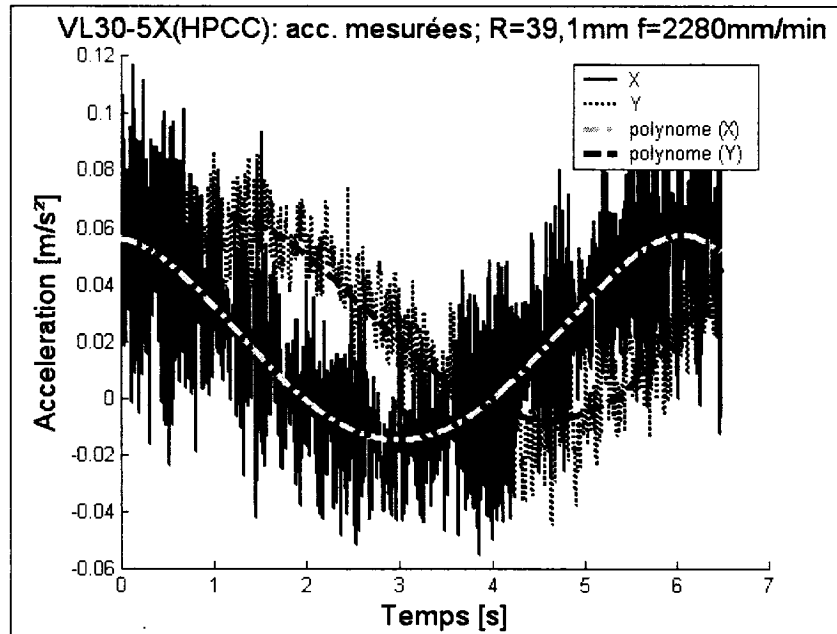


Figure B.25: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min

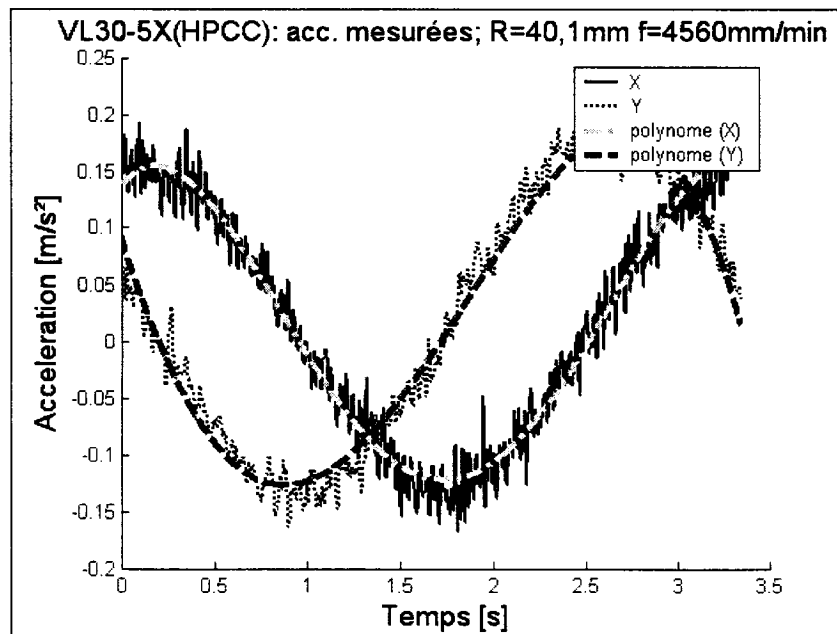


Figure B.26: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min

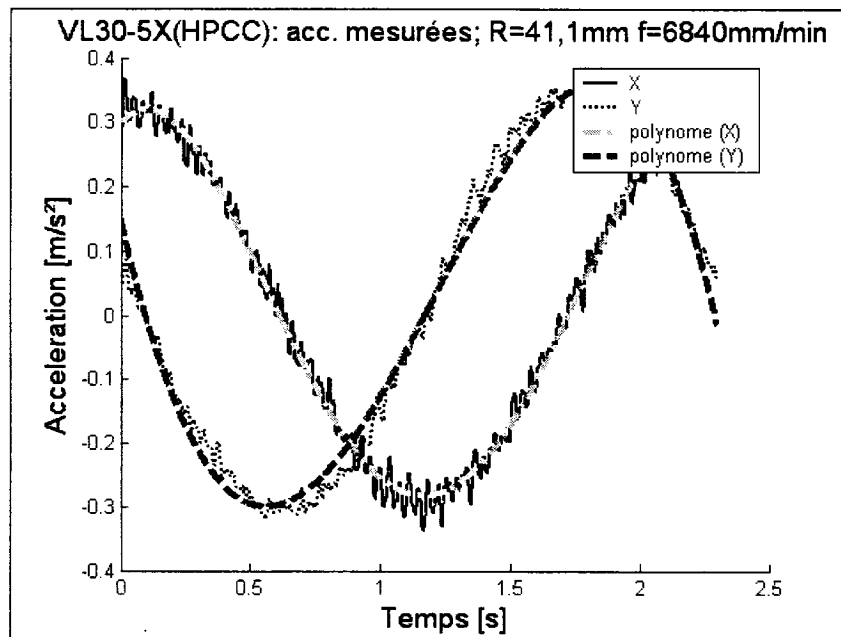


Figure B.27: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min

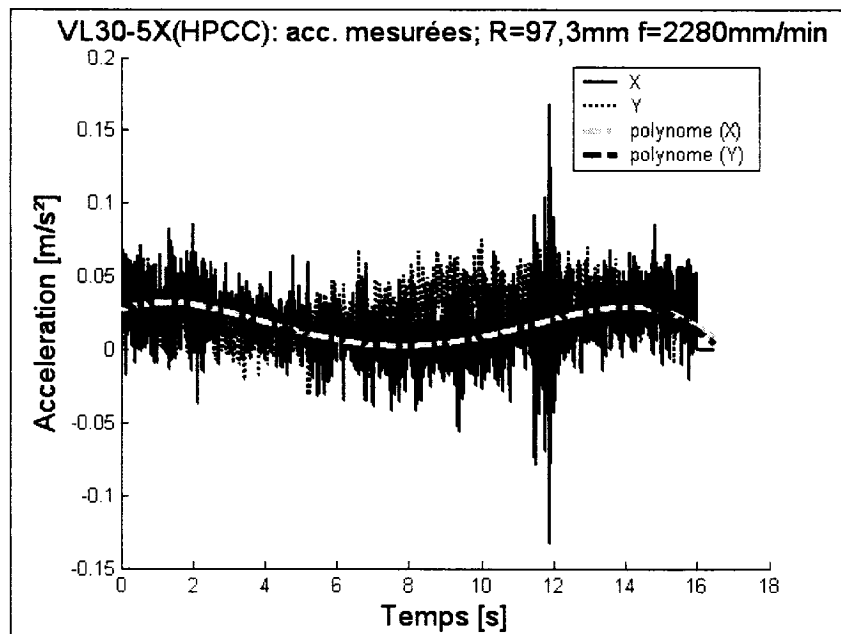


Figure B.28: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min

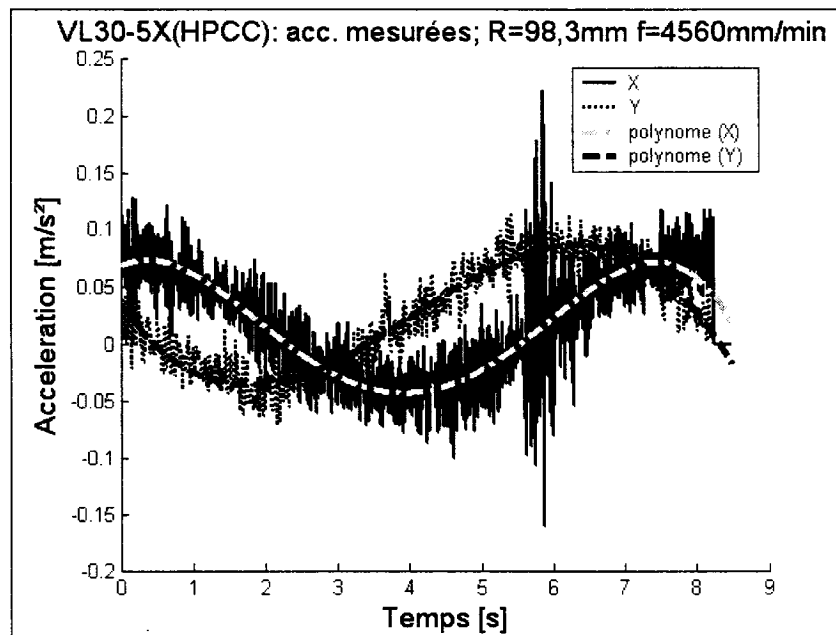


Figure B.29: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min

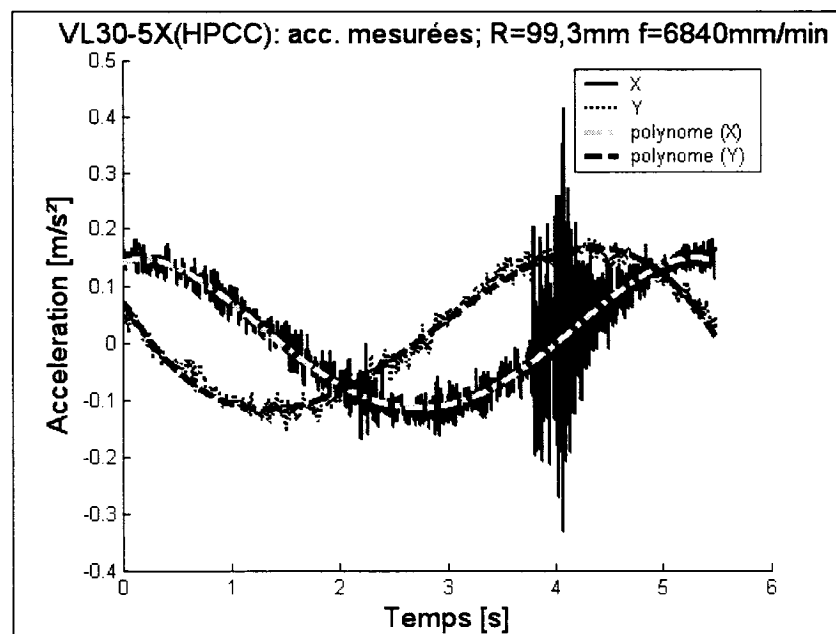


Figure B.30: Accélérations mesurées durant les tests à vide de la VL30-5X avec HPCC pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min

B.4. Résultats des tests à vide et d'usinage

Les Figure B.31 à Figure B.54 illustrent les erreurs provenant des tests à vide et des tests d'usinage. Le cas pour lequel il n'y a pas d'erreur, qui correspond à la position nominale, est aussi illustré.

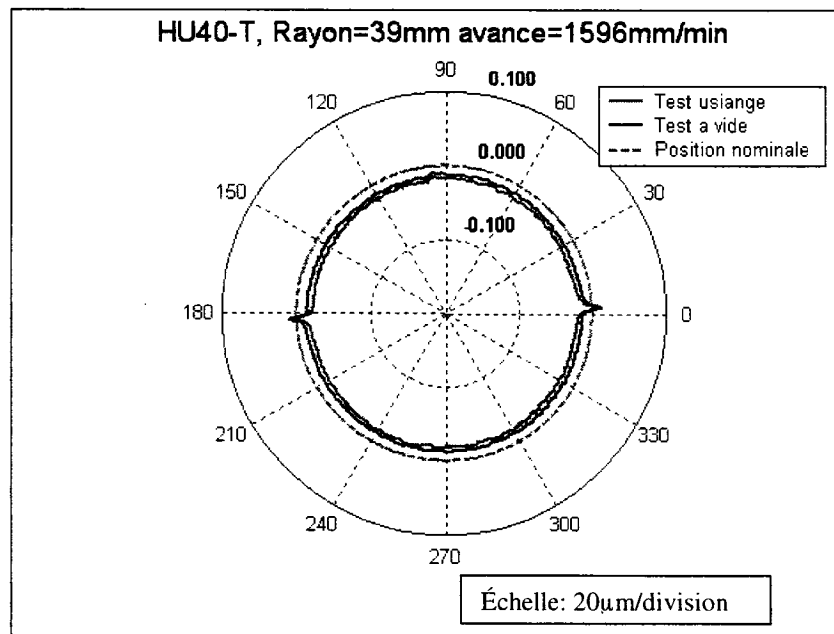


Figure B.31: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #1)

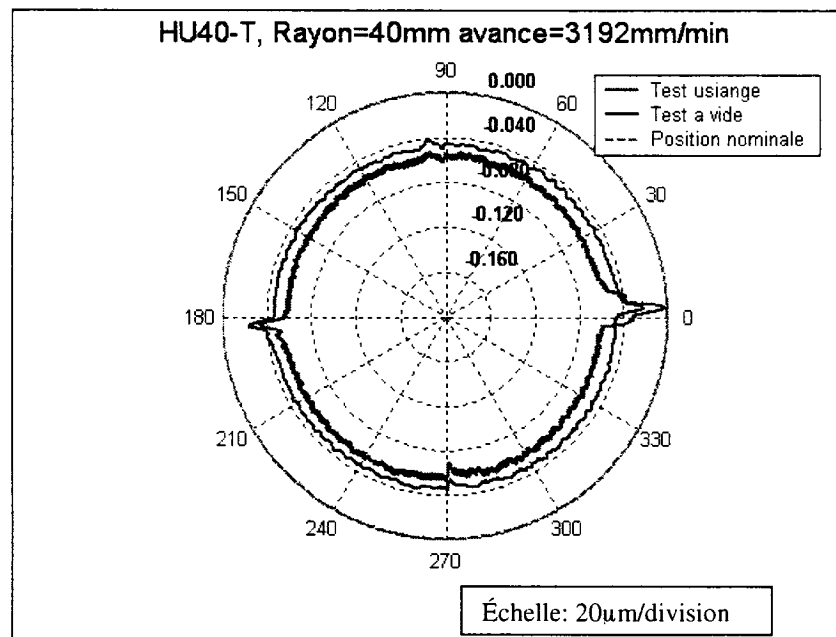


Figure B.32: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #1)

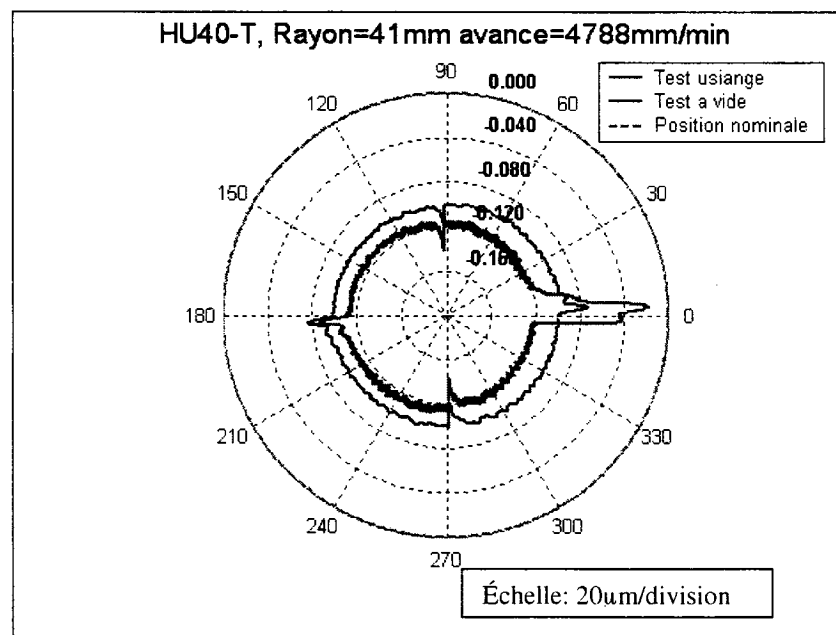


Figure B.33: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #1)

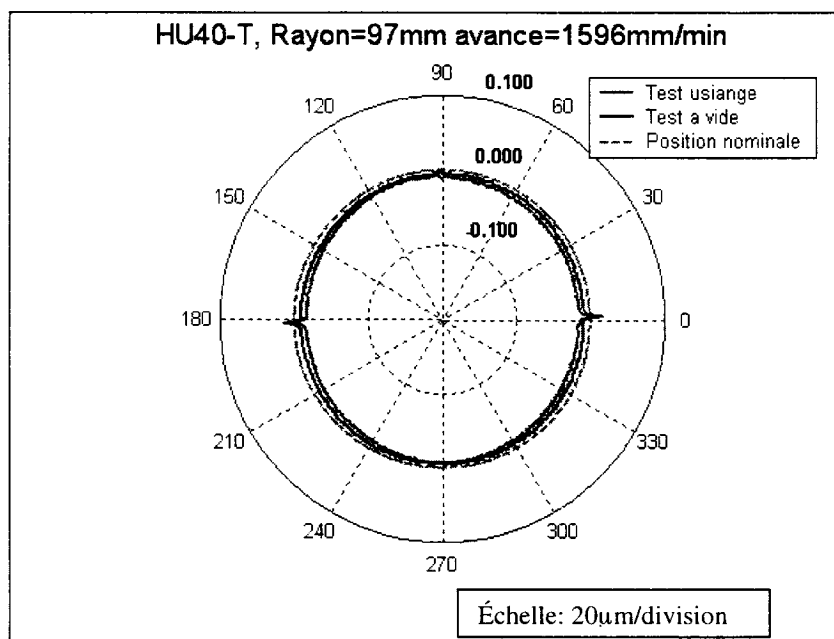


Figure B.34: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #1)

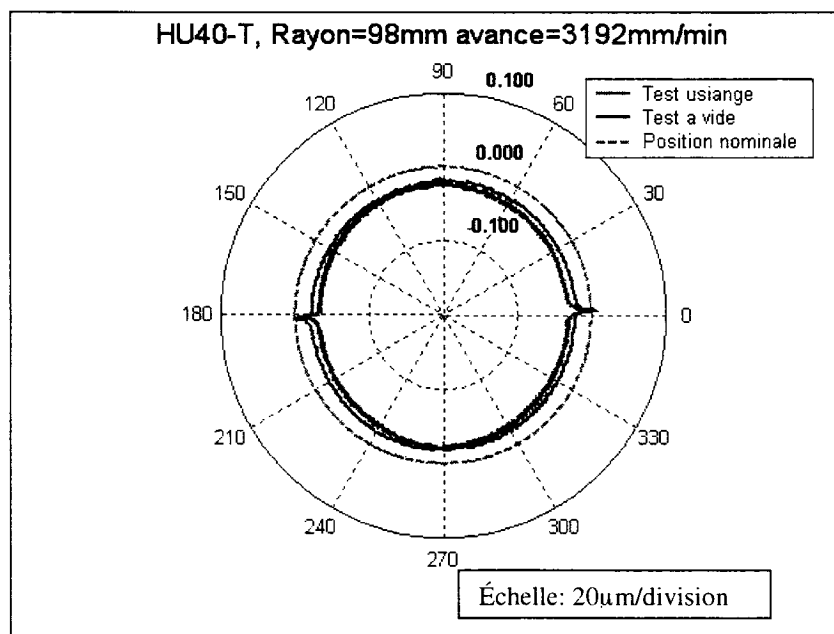


Figure B.35: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #1)

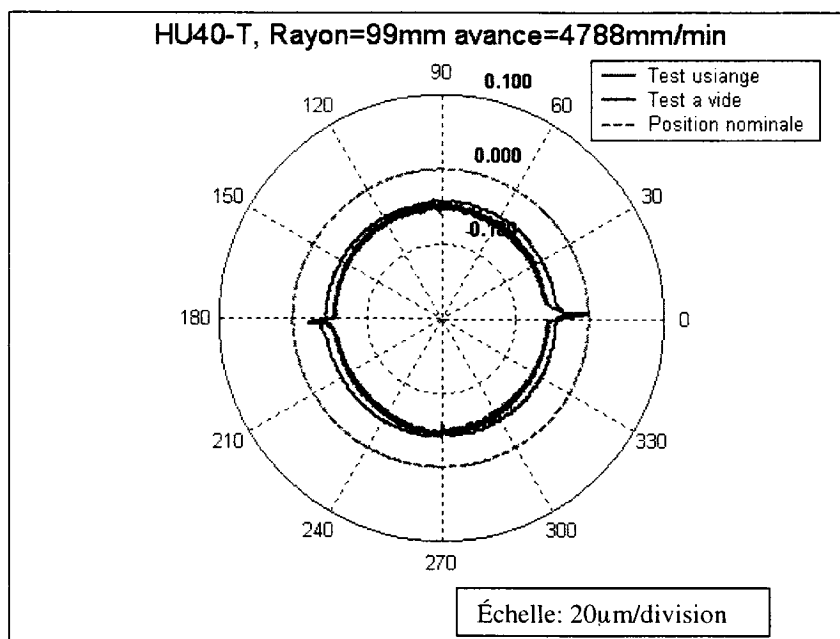


Figure B.36: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la HU40-T pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #1)

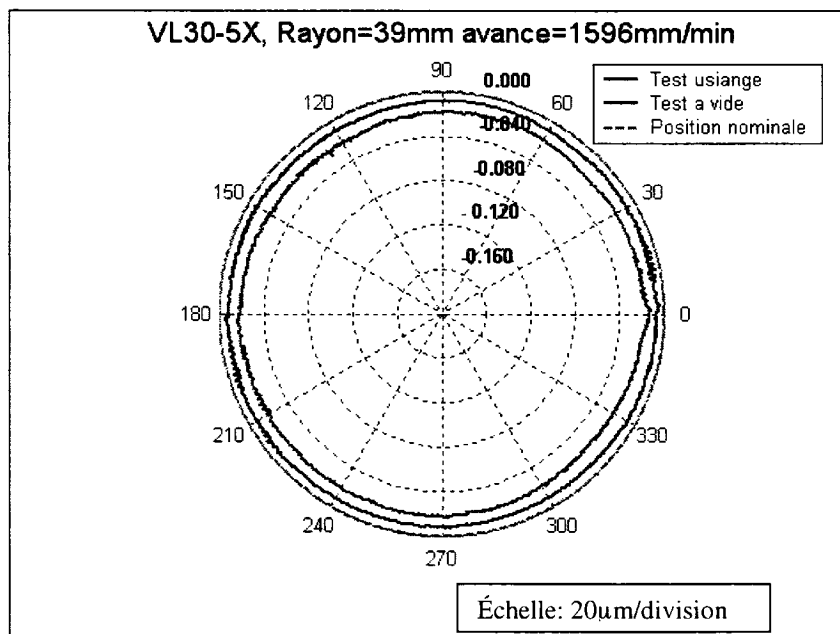


Figure B.37: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #2)

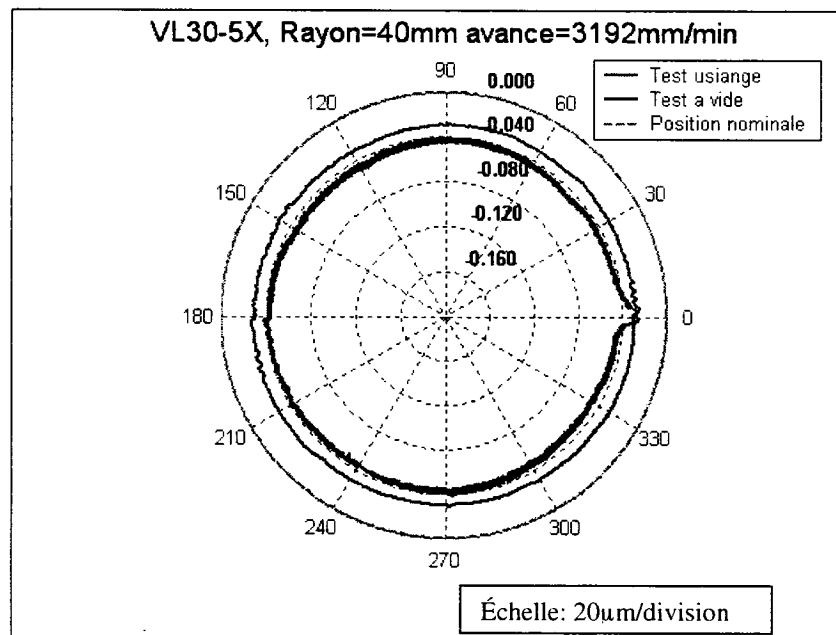


Figure B.38: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #2)

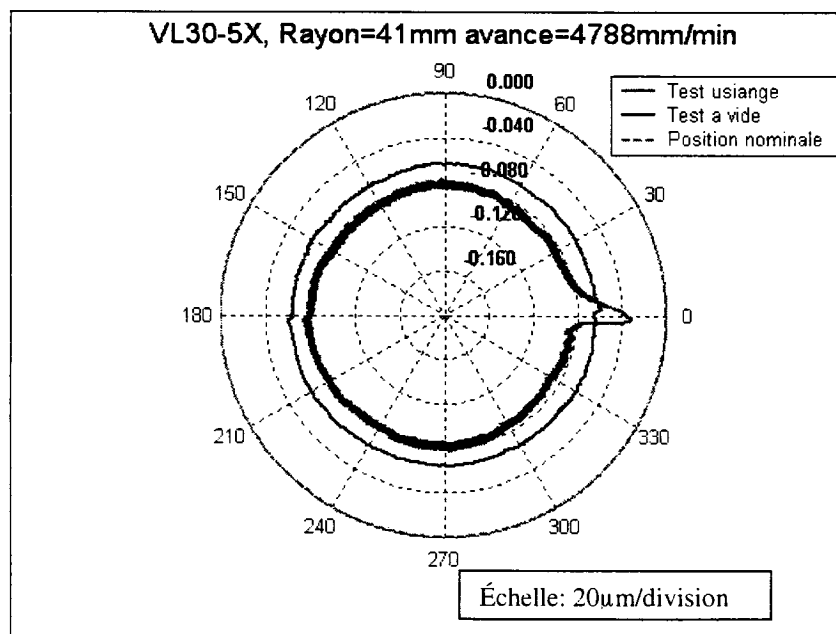


Figure B.39: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #2)

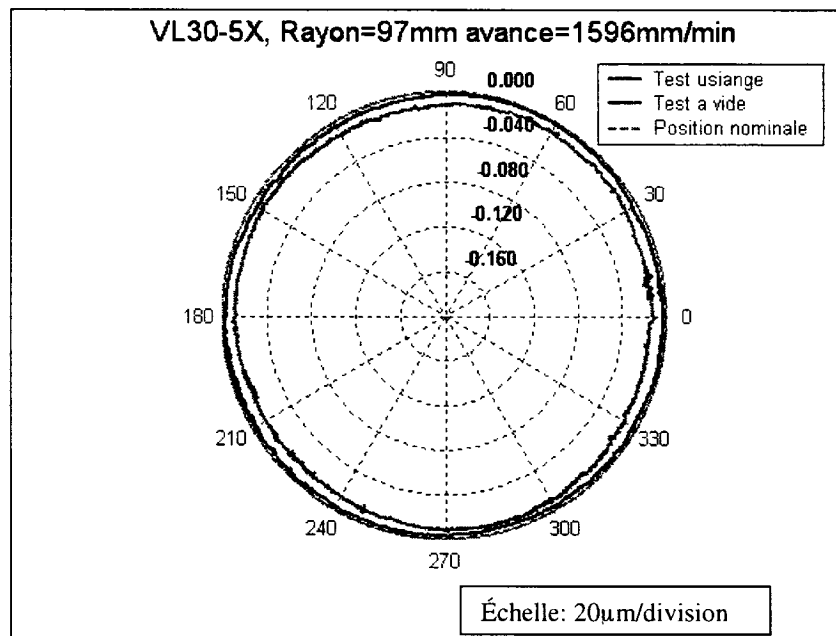


Figure B.40: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 1596mm/min (instance #2)

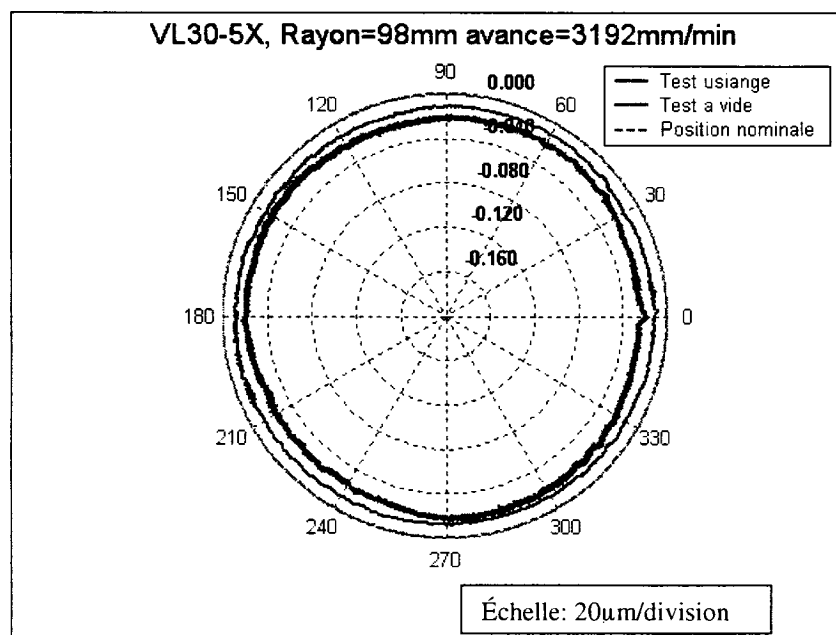


Figure B.41: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 3192mm/min (instance #2)

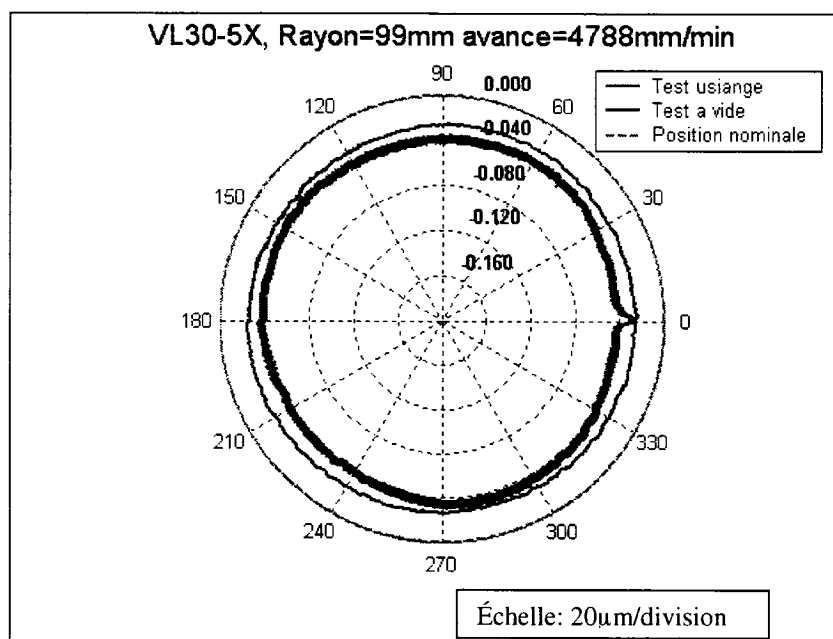


Figure B.42: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 4788mm/min (instance #2)

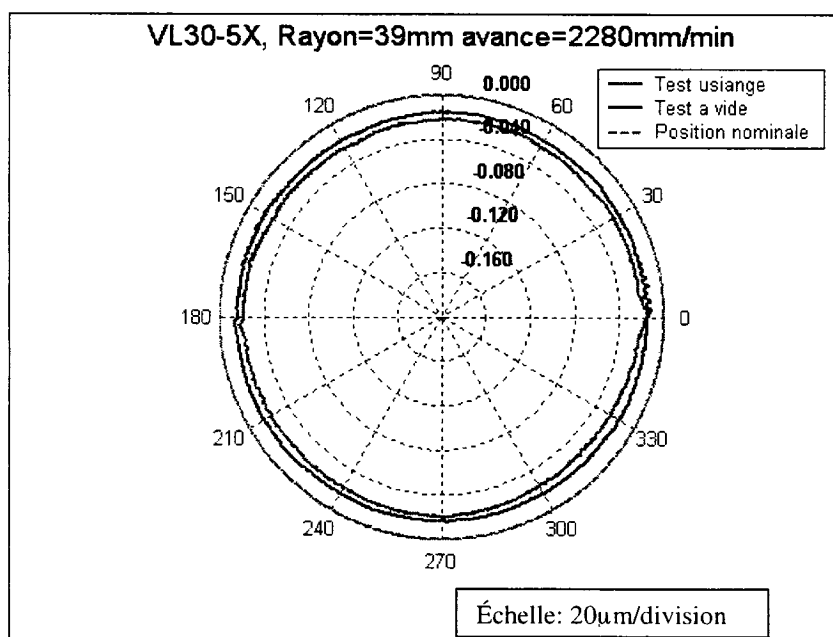


Figure B.43: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #3)

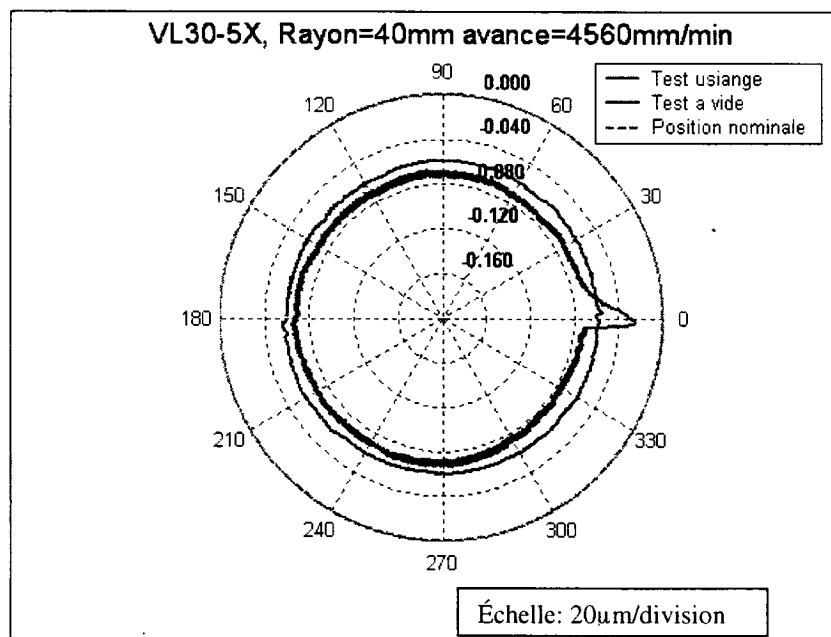


Figure B.44: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #3)

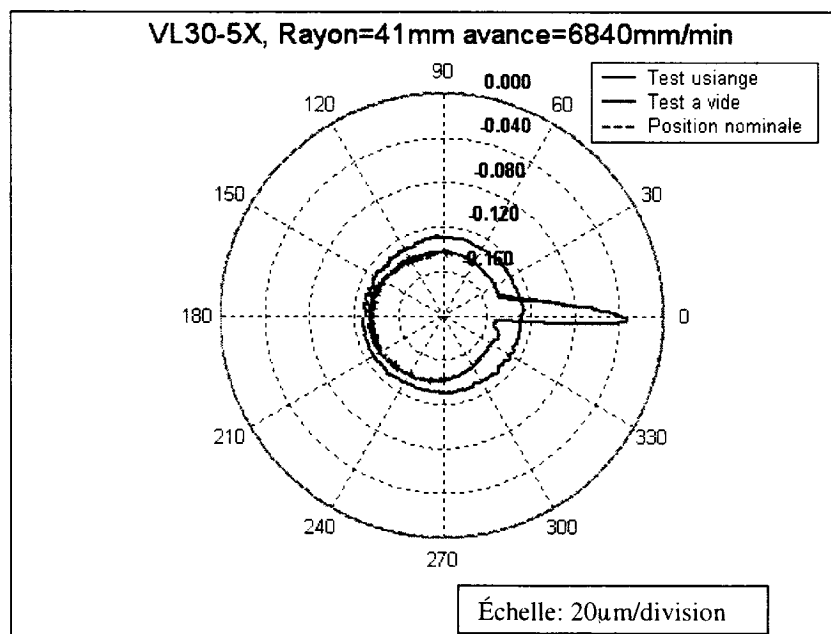


Figure B.45: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #3)

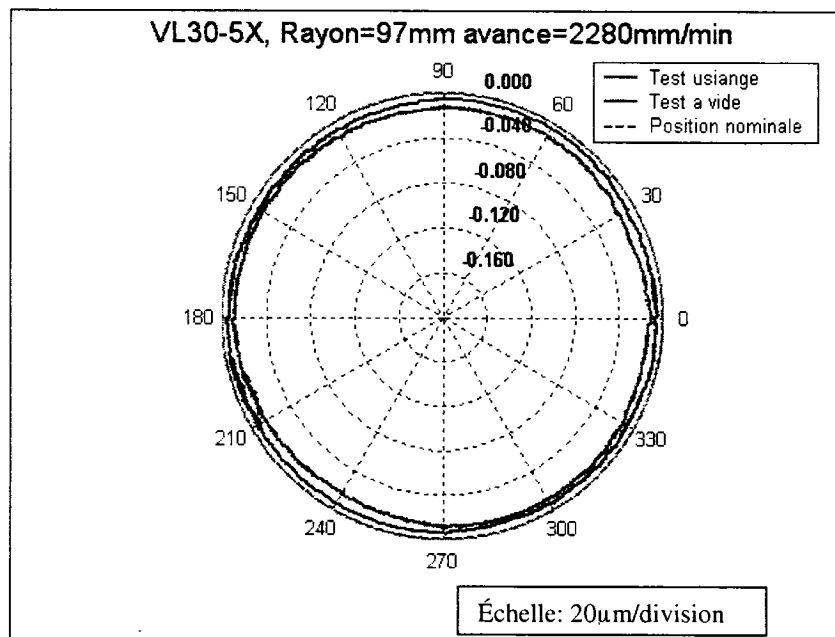


Figure B.46: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #3)

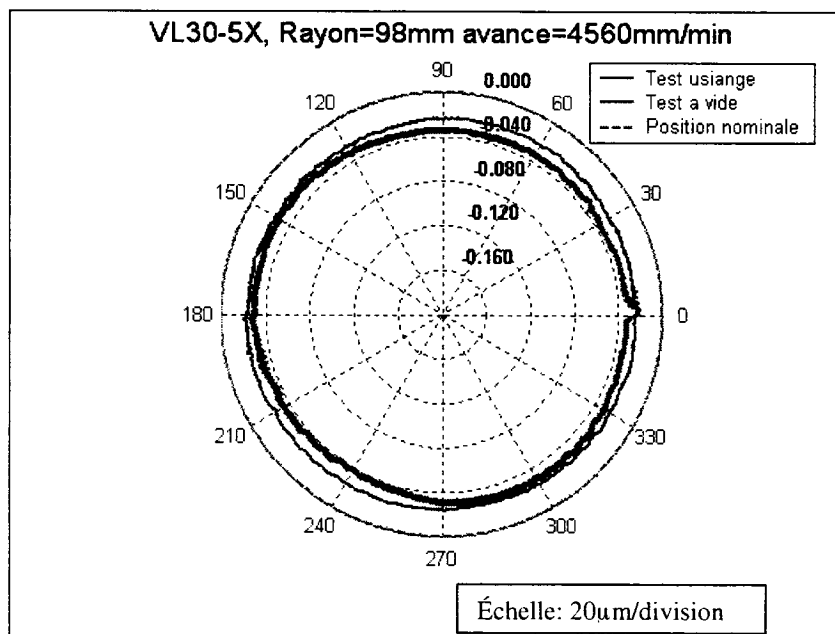


Figure B.47: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #3)

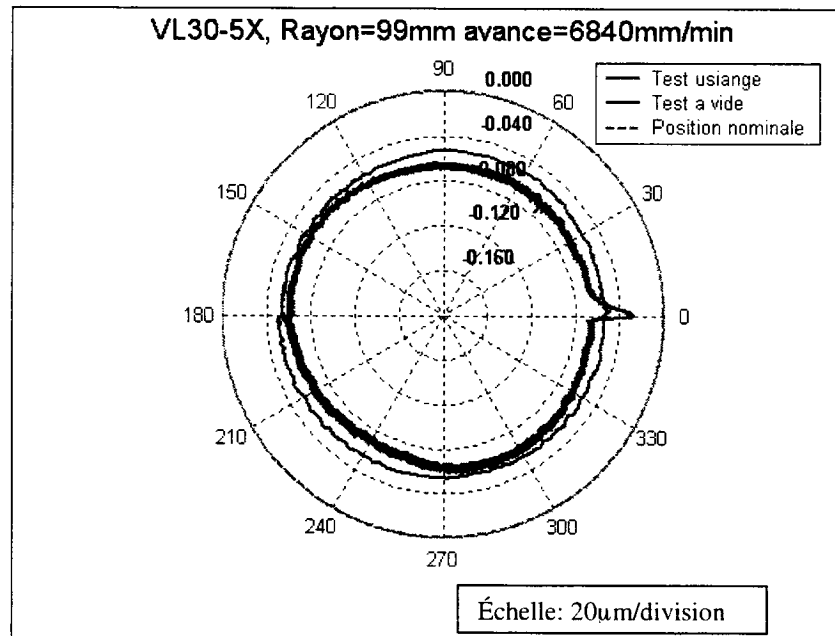


Figure B.48: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #3)

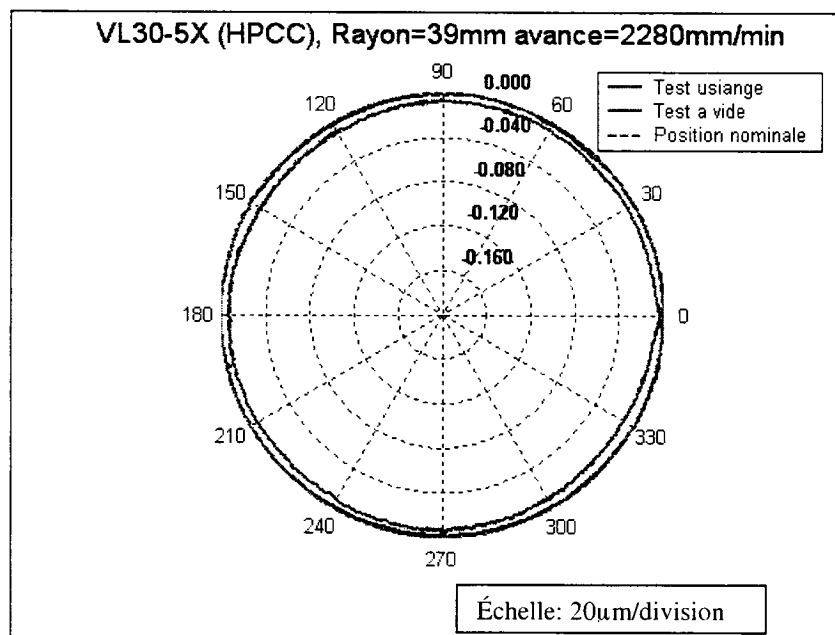


Figure B.49: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 39mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #4)

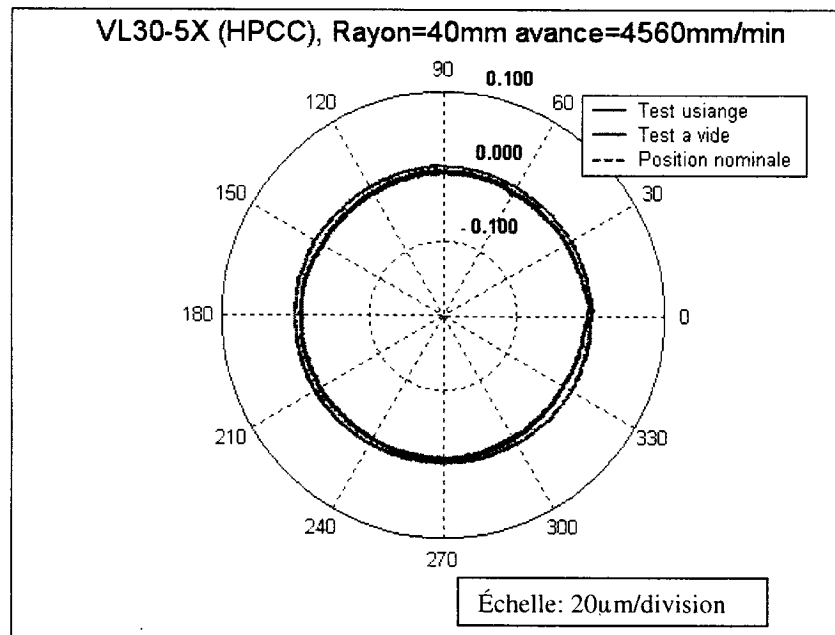


Figure B.50: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 40mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #4)

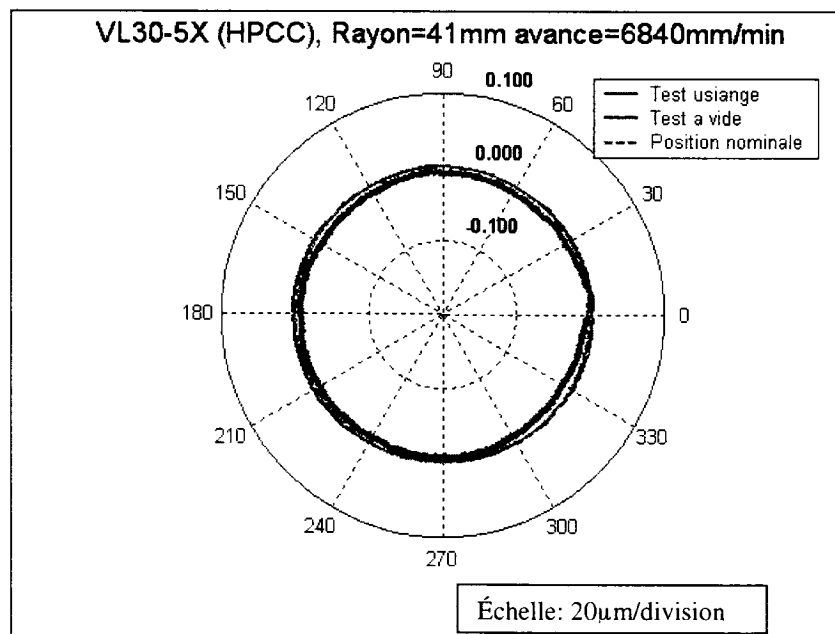


Figure B.51: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 41mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #4)

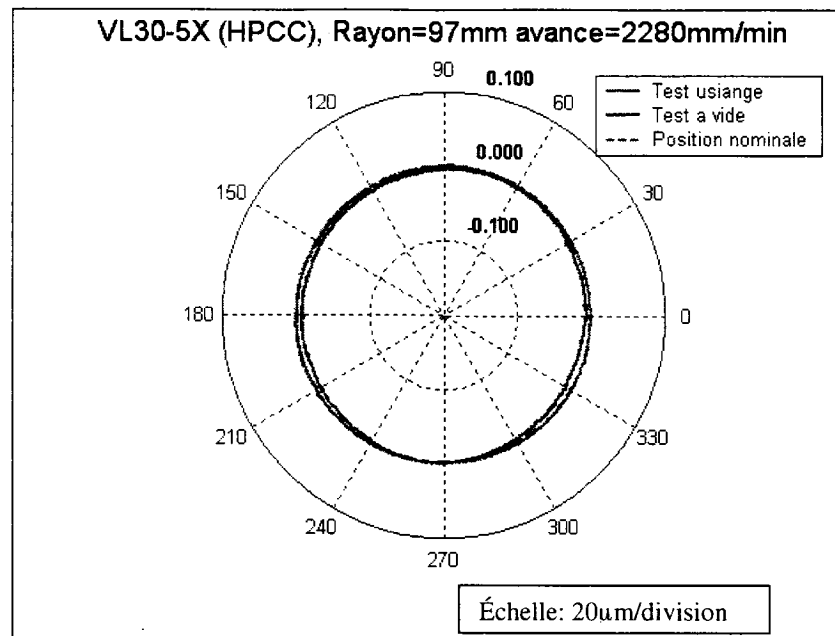


Figure B.52: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 97mm et une vitesse d'avance de 2280mm/min (instance #4)

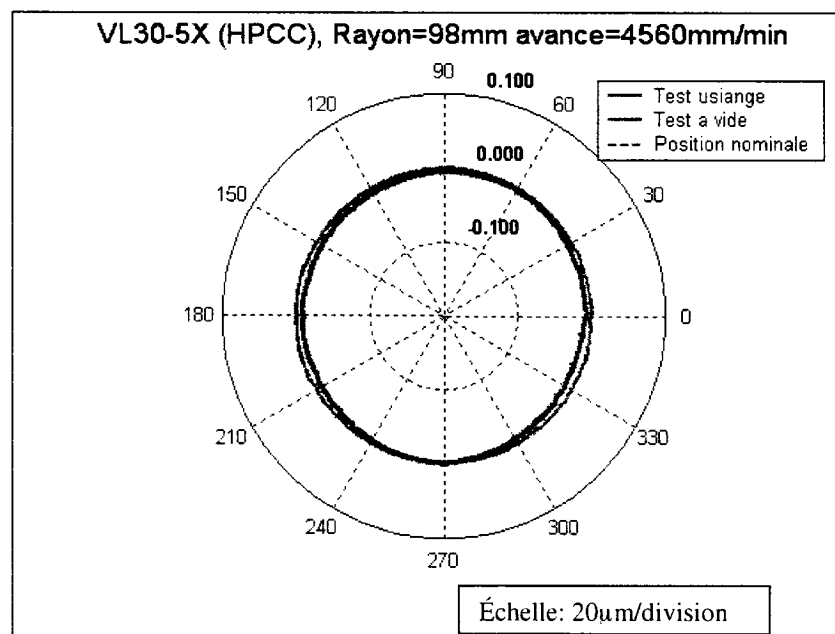


Figure B.53: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 98mm et une vitesse d'avance de 4560mm/min (instance #4)

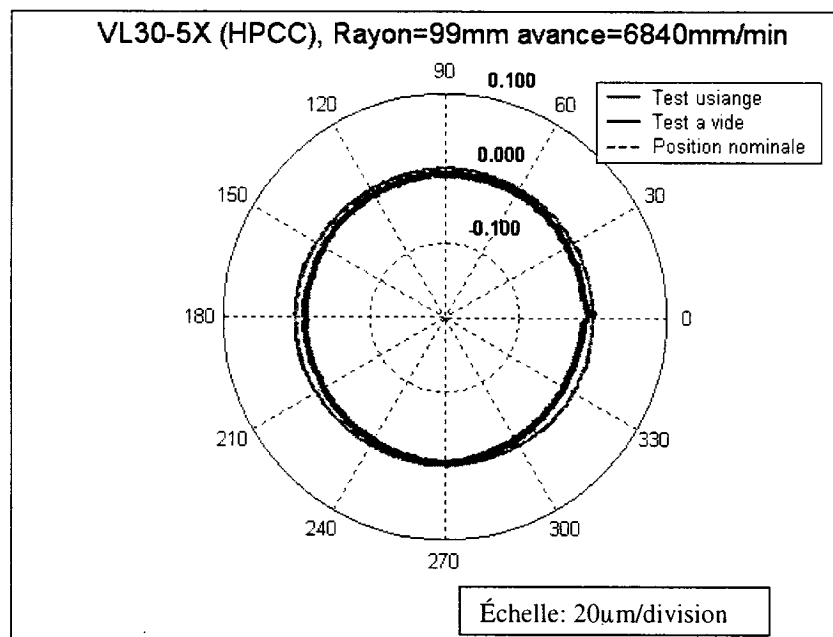


Figure B.54: Résultats des tests de circularité à vide et avec usinage pour la VL30-5X pour un rayon de 99mm et une vitesse d'avance de 6840mm/min (instance #4)

B.5. Résultats des tests de position servo et des tests à vide

La procédure utilisée pour l'acquisition de la position servo et de la position générée par le générateur de commande est seulement applicable à un CCN Fanuc. La procédure détaillée pour effectuer l'acquisition de ces deux signaux se retrouve dans le manuel *Maintenance Manual* du CCN Fanuc utilisé à la section *Waveform Diagnosis Function*. L'information qui suit pour la l'acquisition de ces signaux est propre aux deux CCN utilisés dans ce projet, le Fanuc 150i-MA et le Fanuc 15i-MB. Pour ces CCN, il est possible d'effectuer l'acquisition de quatre signaux simultanément et pour une durée maximale de quatre-vingt secondes. La fréquence d'échantillonnage varie selon la durée de l'acquisition.

La Figure B.55 illustre une photo de l'écran CCN : à la section *TRACE DATA TYPE* illustrée sur cette figure, nous retrouvons la totalité des signaux pouvant être tracés. Dans notre cas, l'erreur de position servo correspond au numéro 1 (*SERVO ERROR*) et la position générée par le générateur de commande correspond au numéro 2 (*SERVO PULSES TO BE GENERATED*). Il faut aussi identifier le numéro des axes de la MOCN pour lesquels nous désirons mesurer ces signaux. Il faut donc indiquer le numéro du signal désirant être mesuré et le de l'axe analysé à la section *WAVE 1*, *WAVE 2*, *WAVE 3* et *WAVE 4* (Figure B.55). De plus, il faut suivre la procédure pour démarrer et arrêter l'acquisition ainsi que celle pour sauvegarder les résultats. Cette procédure est clairement expliquée dans le document *Maintenance Manual* du CCN Fanuc.

WAVE DIAGNOSTIC(PARAMETER) 1999-01-01 12:00:00 0 1000 N 0

MAN STOP LSK

WAVE1		TRACE DATA TYPE		1
AXIS ASSIGN		1		
VERTICAL GRADUATION		100		
WAVE COLOR		1		

WAVE2		TRACE DATA TYPE		2
AXIS ASSIGN		1		
VERTICAL GRADUATION		200		
WAVE COLOR		6		

TRACE DATA TYPE

0: NONE

1: SERVO ERROR

2: SERVO PULSES TO BE GENERATED

3: SERVO TORQUE

4: SERVO PULSES AFTER ACC/DEC

5: ACTUAL SPEED

6: SERVO ELECTRIC CURRENT COMMAND

7: DATA DURING HEAT SIMULATION

8: COMPOSITE SPEED FOR ALL AXES

9: SPINDLE SPEED

10: LOAD METER FOR A SPINDLE

WAVE COLOR NUMBER

0: 1: 2: 3:

4: 5: 6: 7:

(2/3)

INPUT SET END CHAPTE R

Figure B.55: Allure de l'écran du CCN pour l'acquisition de la position servo (CCN Fanuc)

Les Figure B.56 à Figure B.79 illustrent les résultats obtenus pour les tests circulaires à vide et de l'erreur de position servo. En reprenant la Figure 1.11 du chapitre 1, il est possible de mieux comprendre les erreurs tracées aux Figure B.56 à Figure B.79. Premièrement, il y a l'erreur provenant de la position générée par le générateur de commande correspondant au signal 2 de la Figure 1.11. Cette erreur est appelée gen. commande dans la légende des figures. Ensuite, il y a l'erreur provenant de la position servo (signal 2 de la Figure 1.11) appelée servo dans la légende. Les tests circulaires à vide sont aussi illustrés et sont appelés KGM dans la légende. Finalement, le cas pour lequel il n'y a pas d'erreur est aussi illustré (provenant de la position nominale) et est appelé nominale dans la légende.

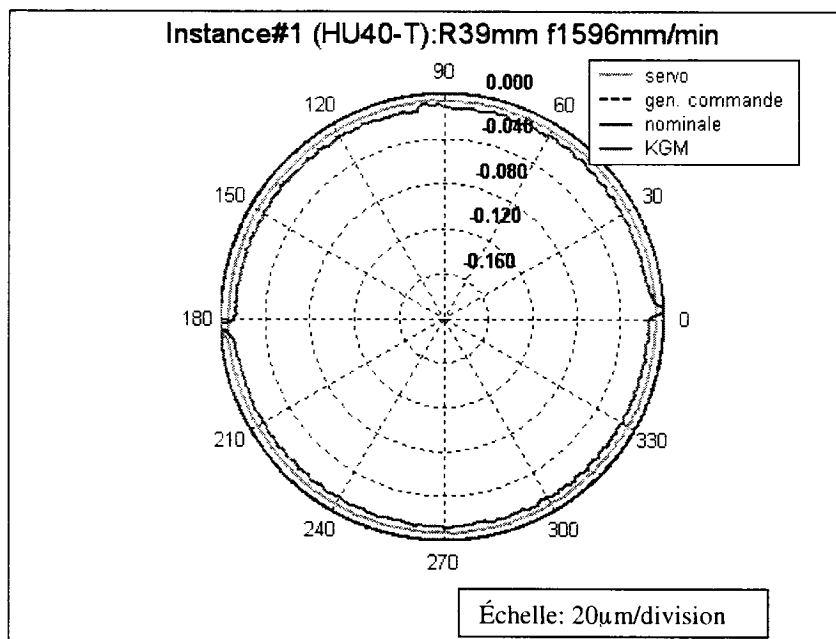


Figure B.56: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)

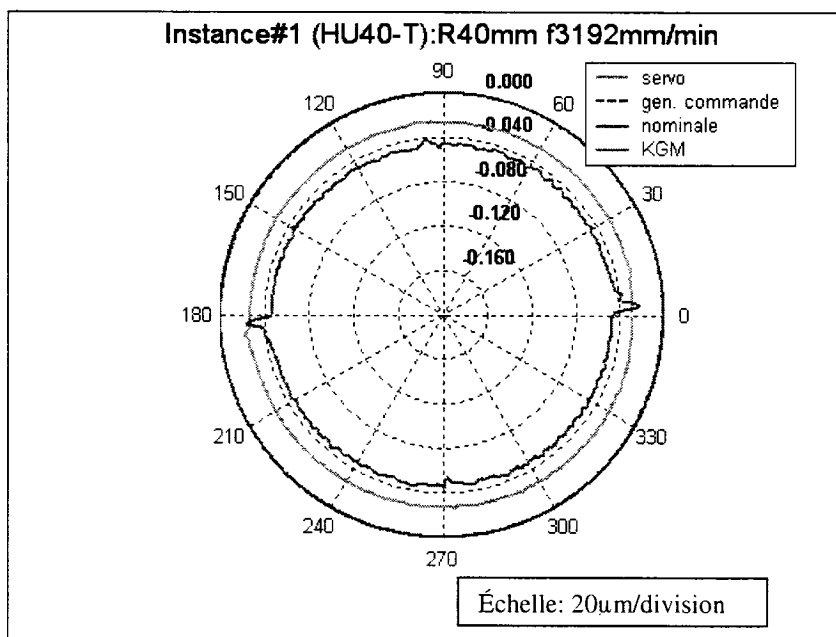


Figure B.57: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)

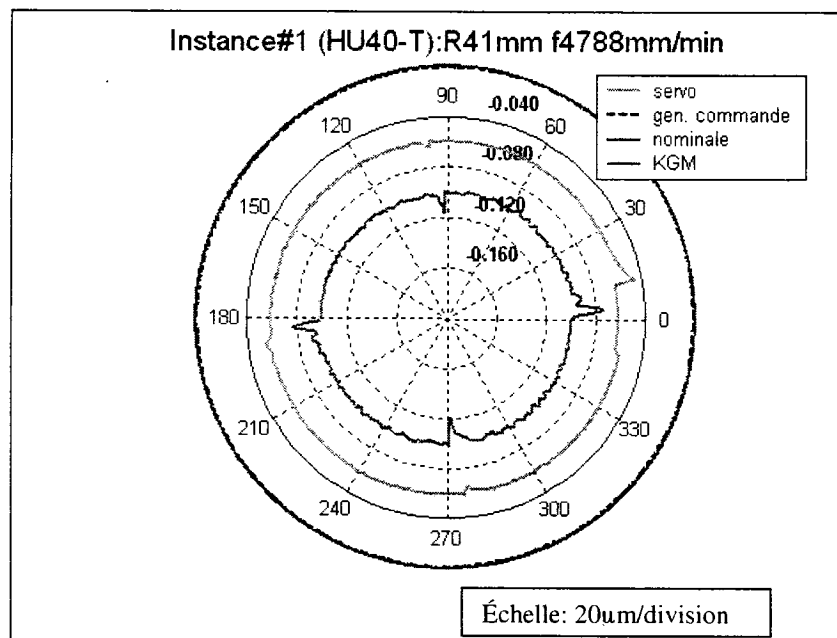


Figure B.58 : Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)

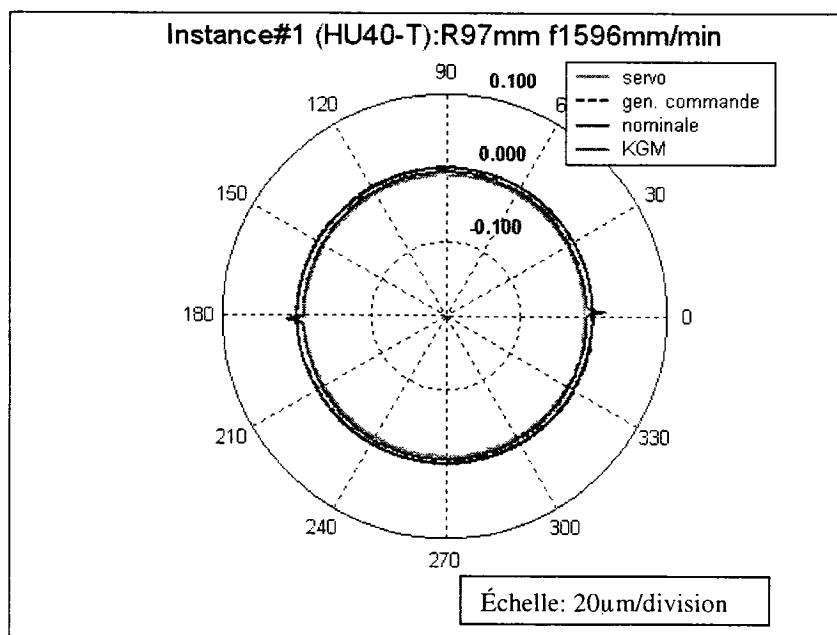


Figure B.59: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)

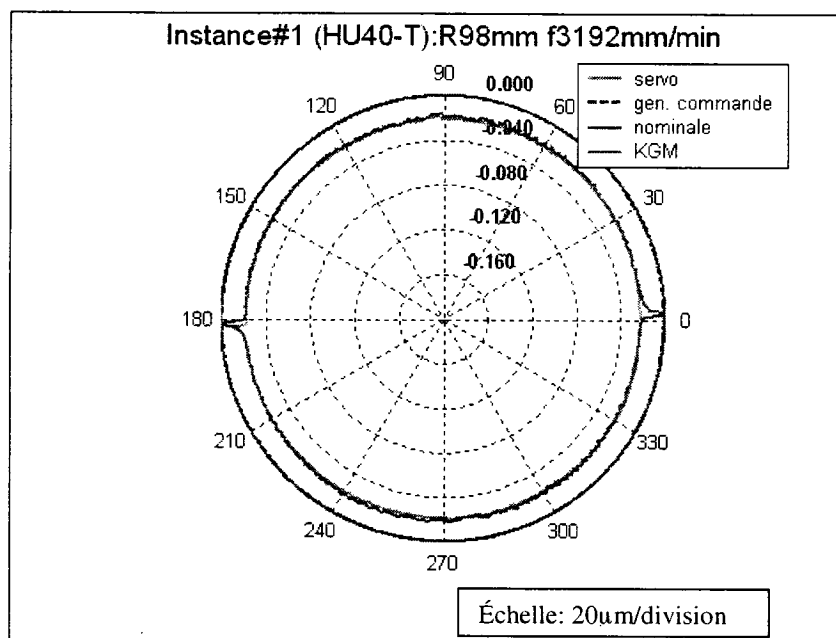


Figure B.60: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)

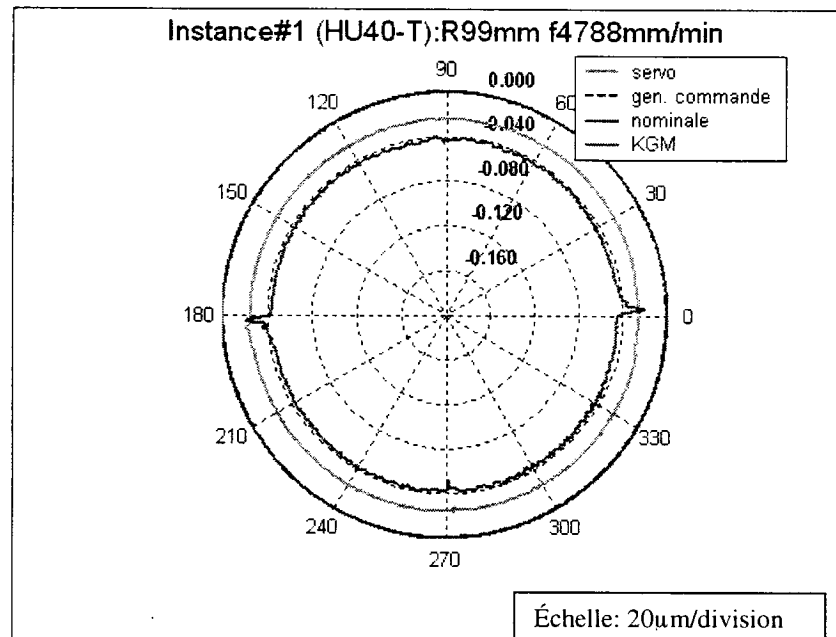


Figure B.61: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la HU40-T (instance #1)

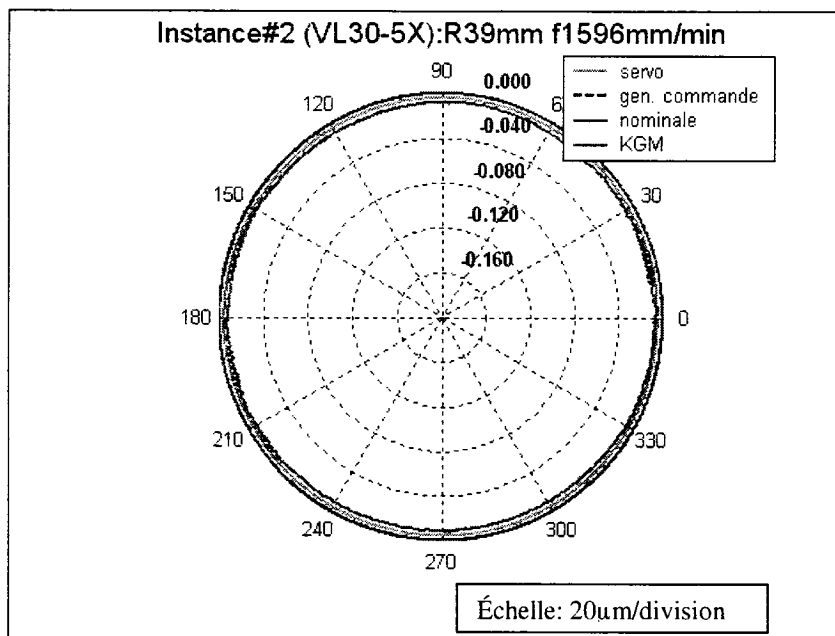


Figure B.62: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)

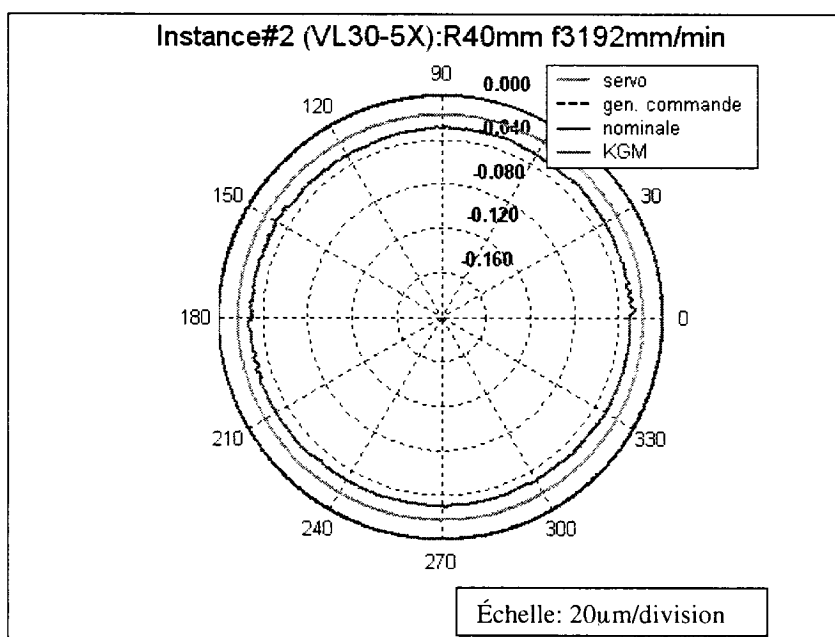


Figure B.63: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)

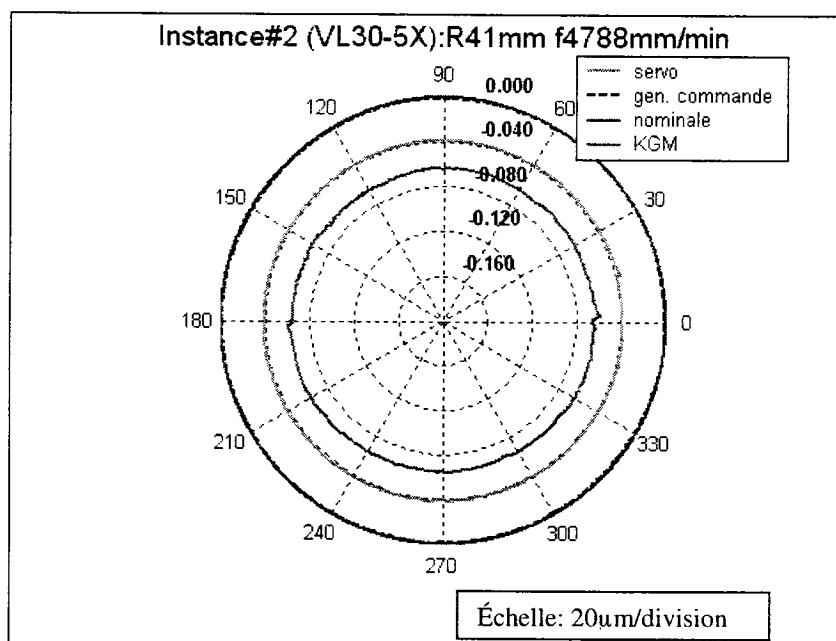


Figure B.64: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)

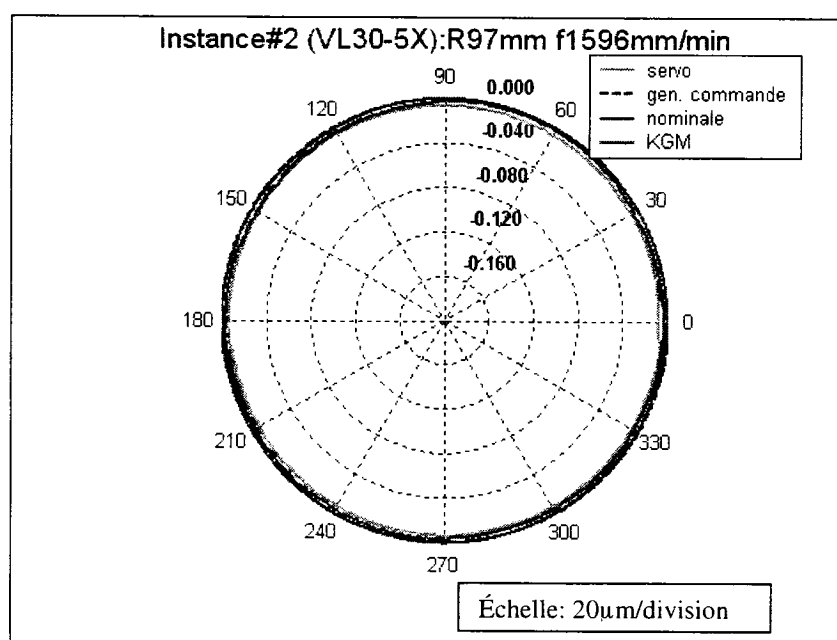


Figure B.65: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)

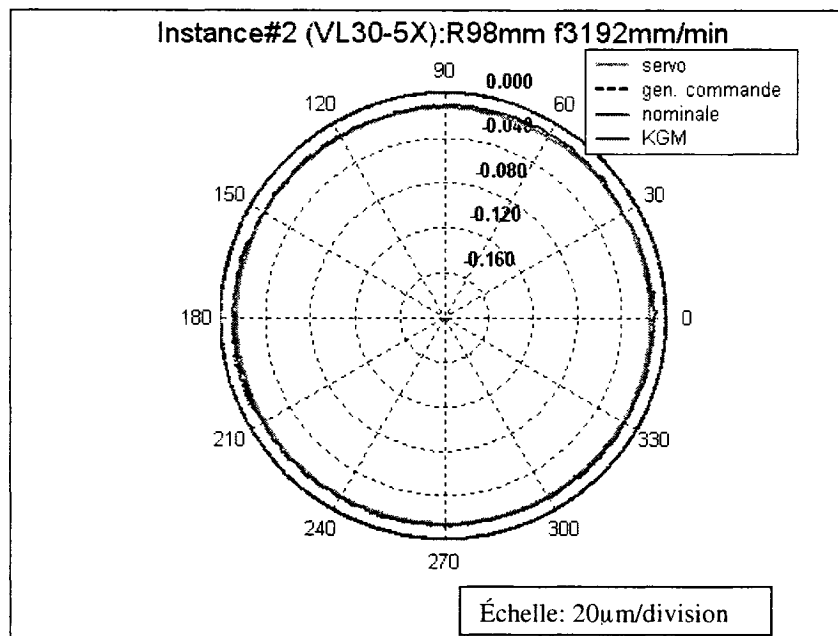


Figure B.66: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)

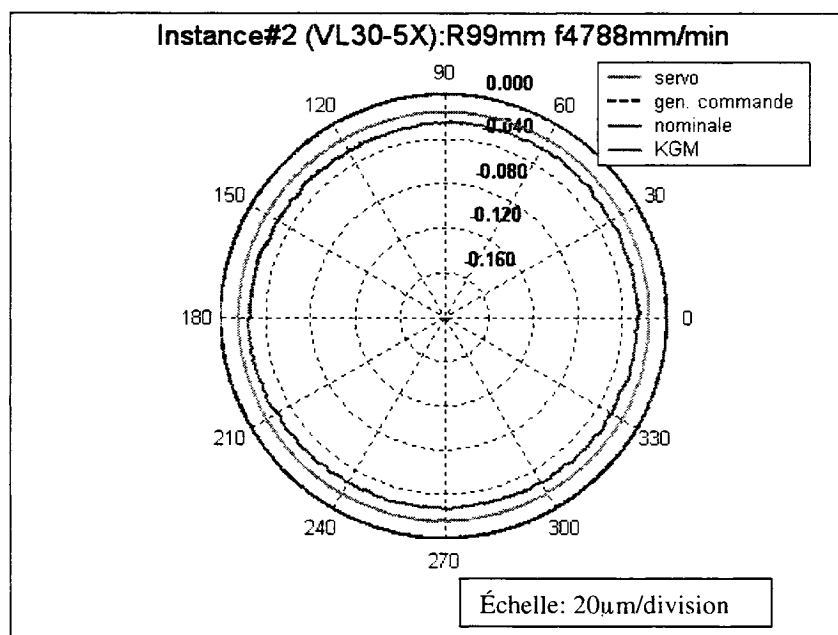


Figure B.67: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #2)

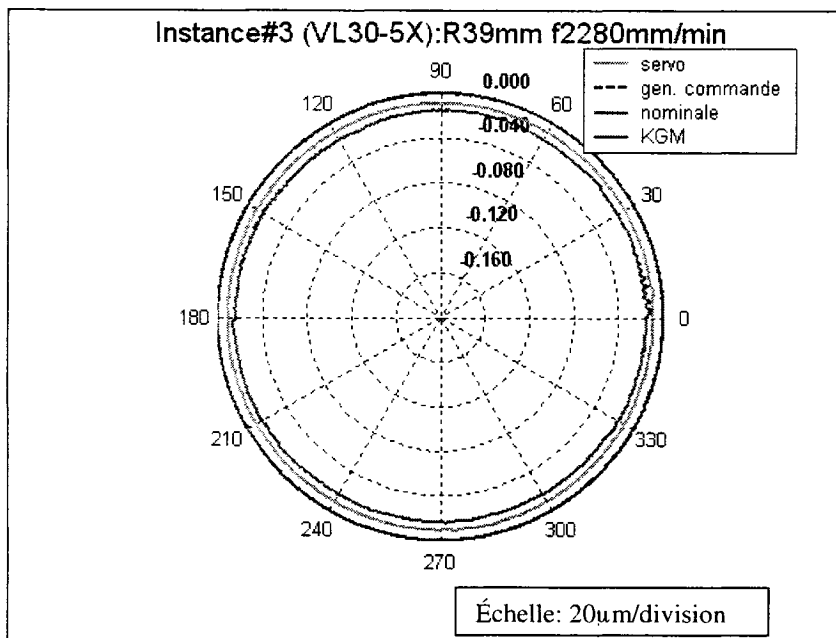


Figure B.68: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)

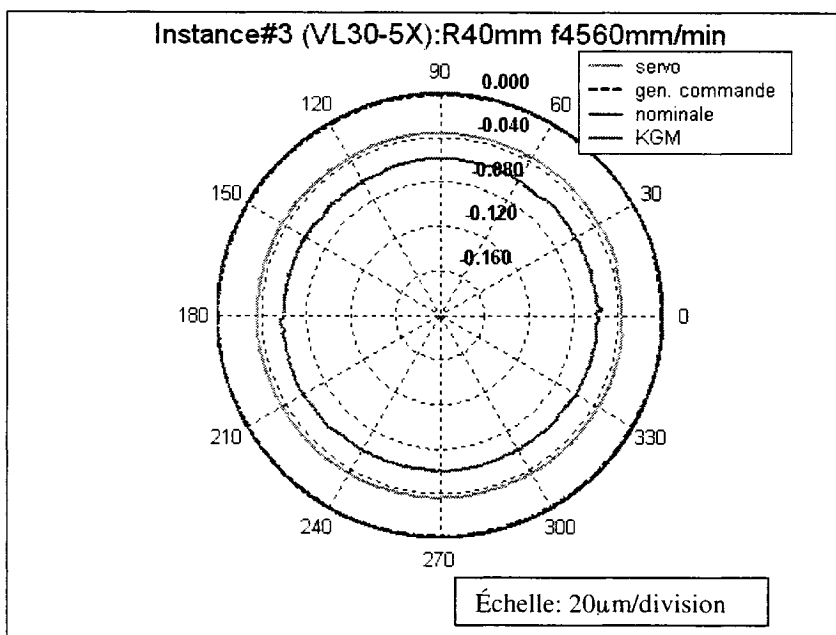


Figure B.69: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)

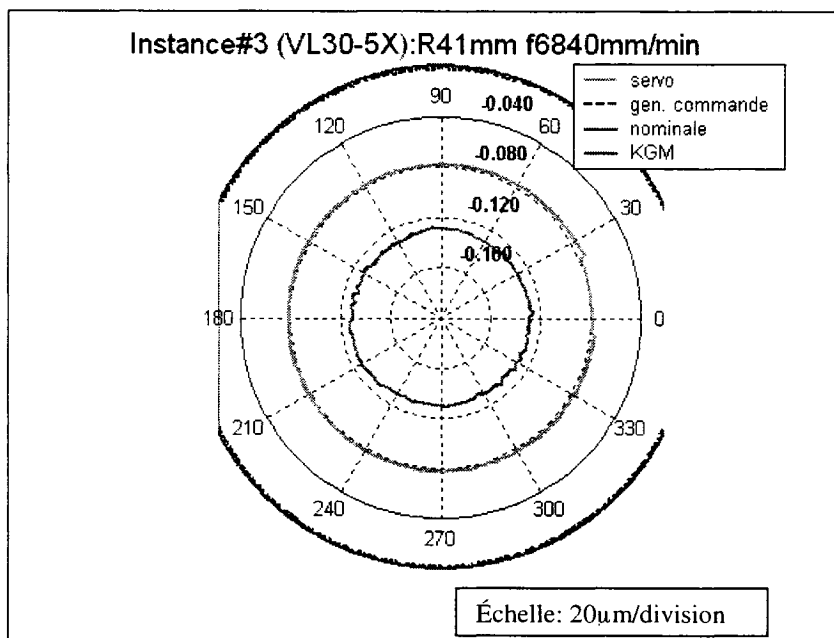


Figure B.70: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)

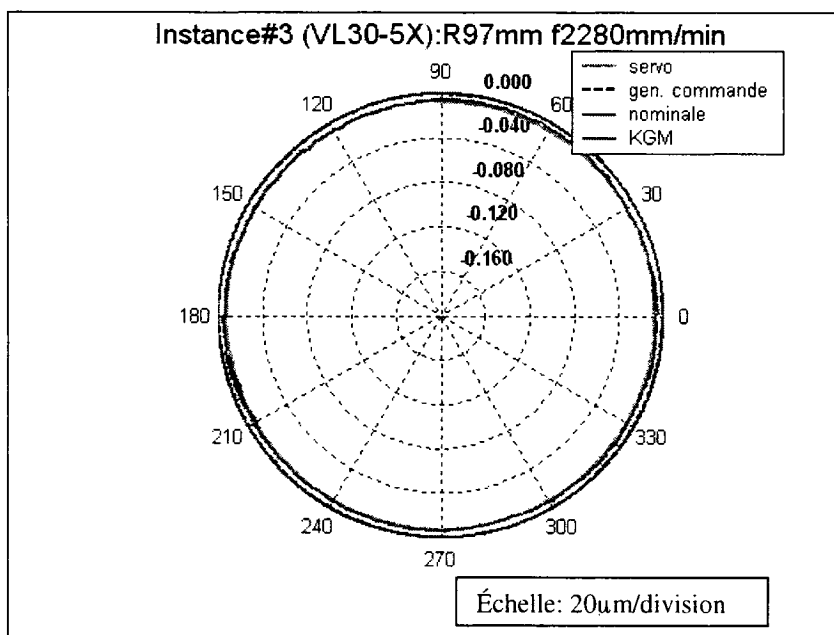


Figure B.71: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)

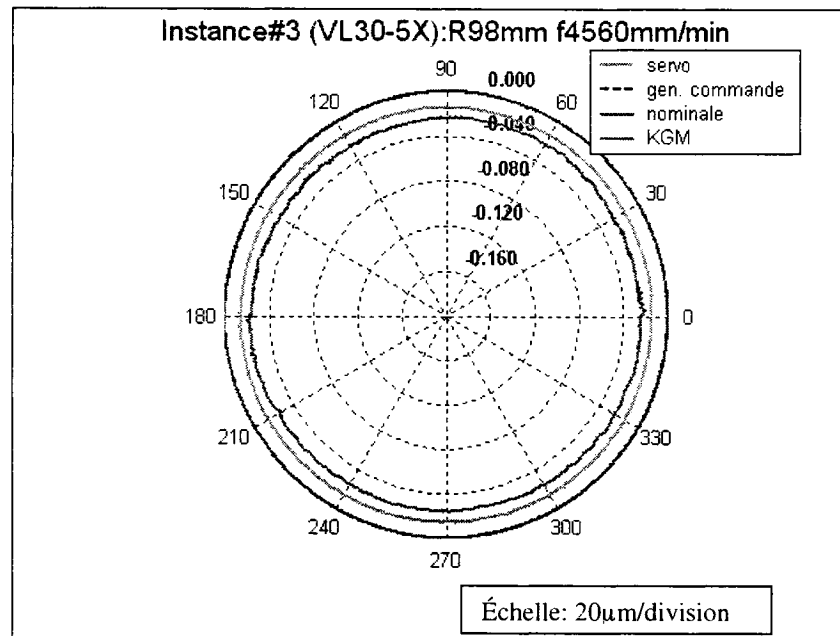


Figure B.72: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)

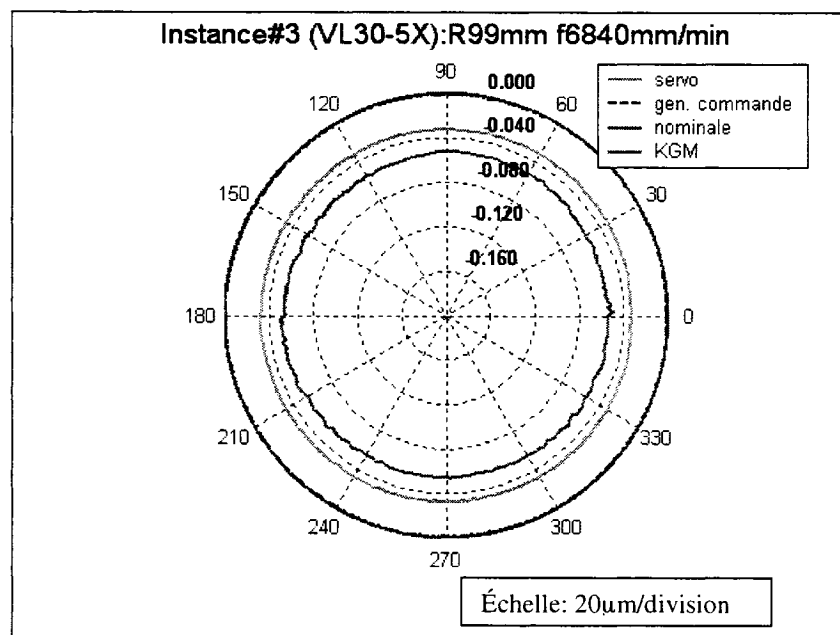


Figure B.73: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #3)

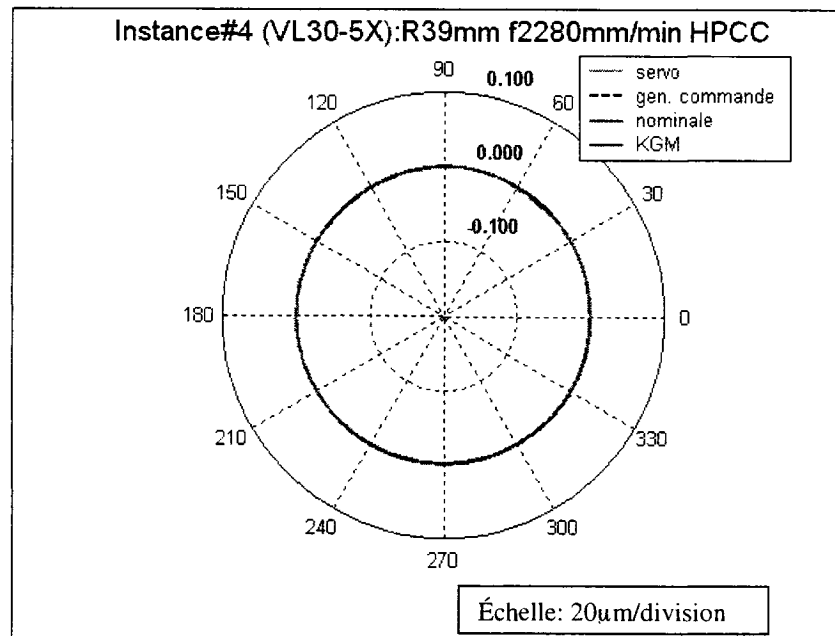


Figure B.74: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)

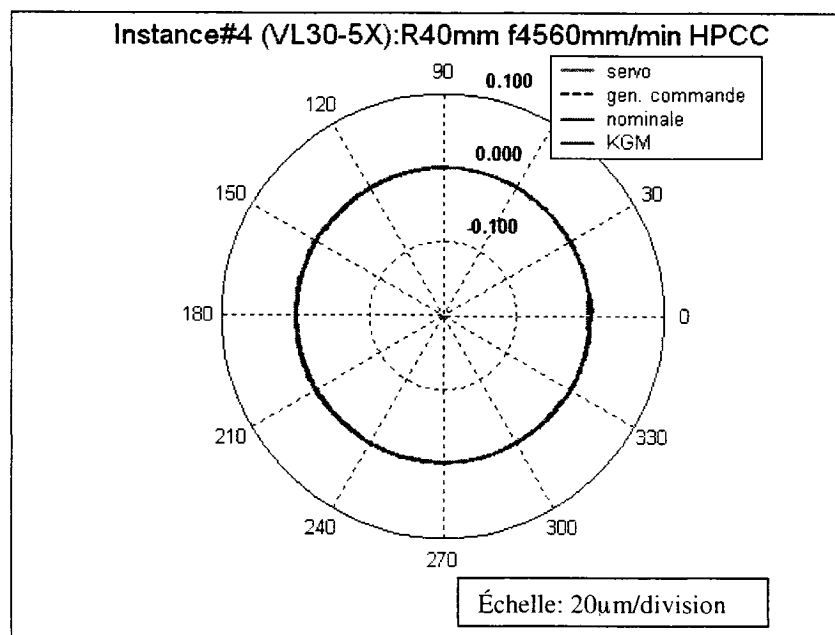


Figure B.75: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)

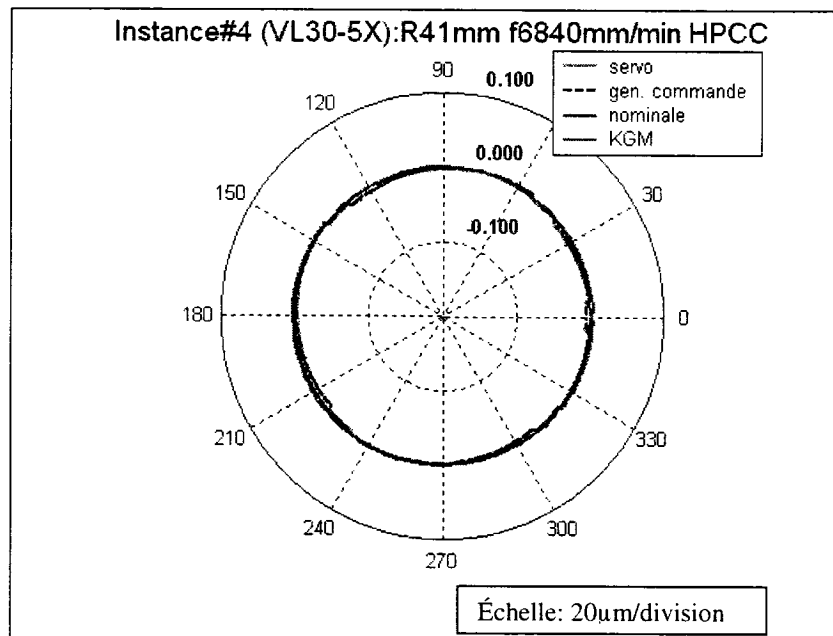


Figure B.76: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)

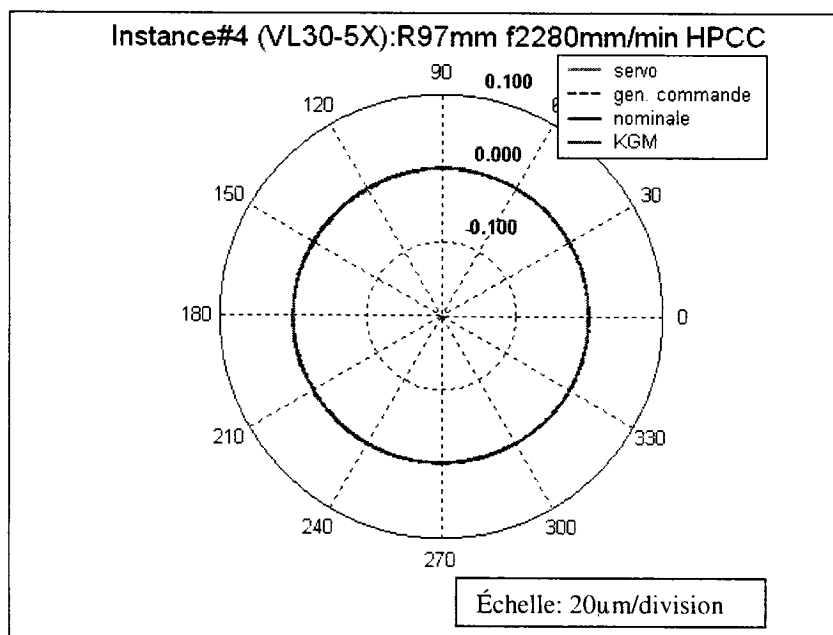


Figure B.77: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)

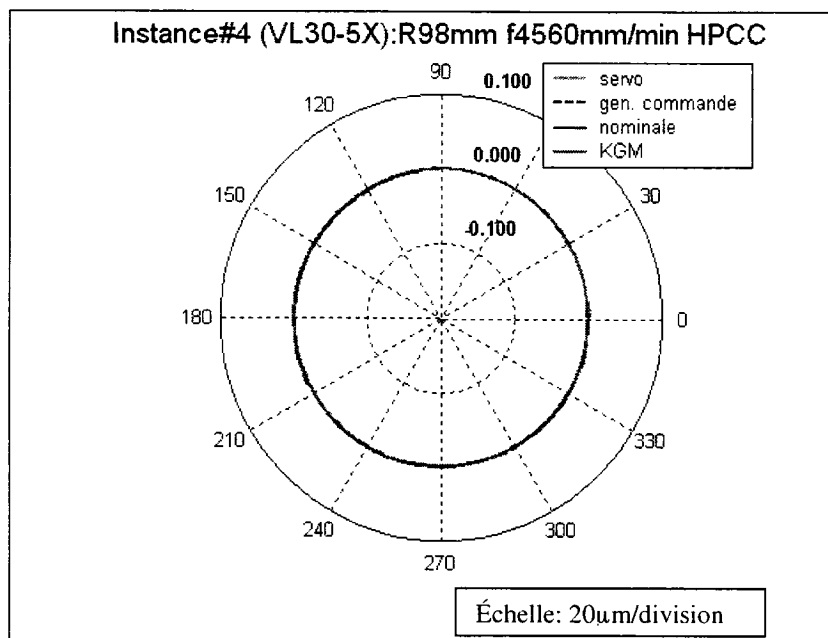


Figure B.78: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)

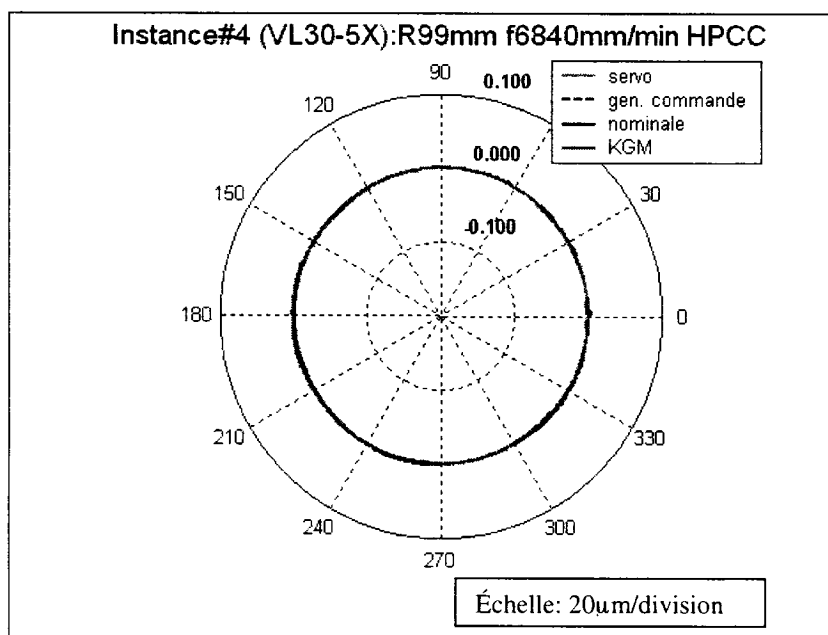


Figure B.79: Résultats des tests de circularité de l'erreur de position servo pour la VL30-5X (instance #4)

B.6. Résultats des tests comparatifs

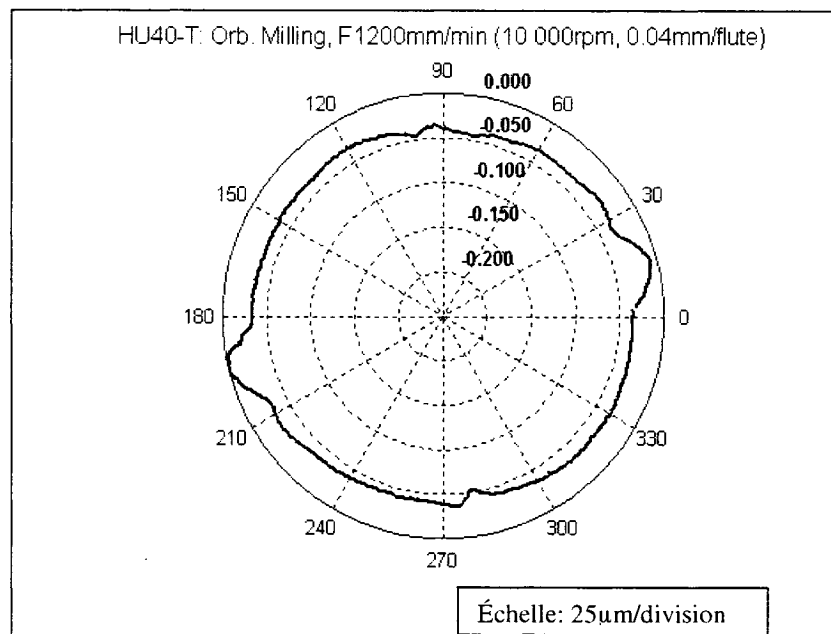


Figure B.80: Résultats des tests d'usinage pour la HU40-T par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 1200mm/min (OM1)

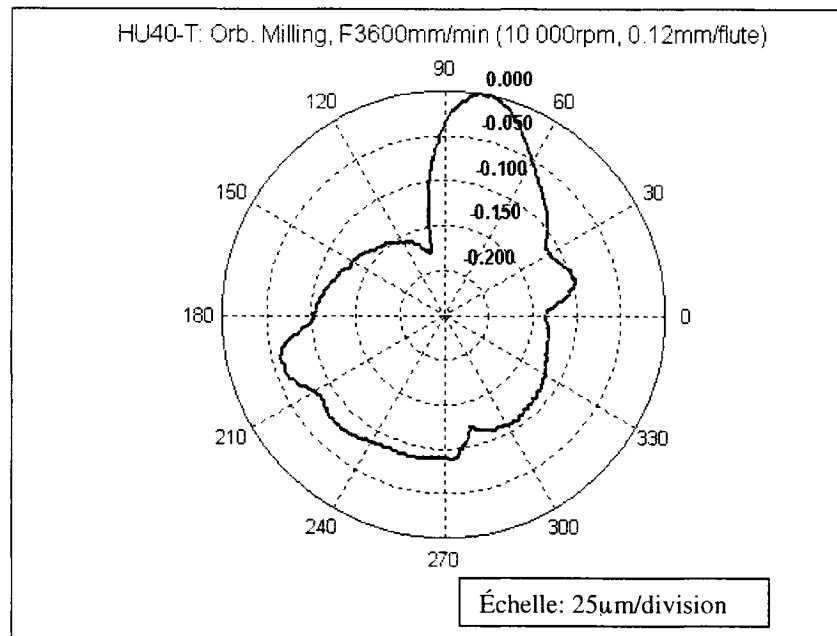


Figure B.81: Résultats des tests d'usinage pour la HU40-T par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 3600mm/min (OM2)

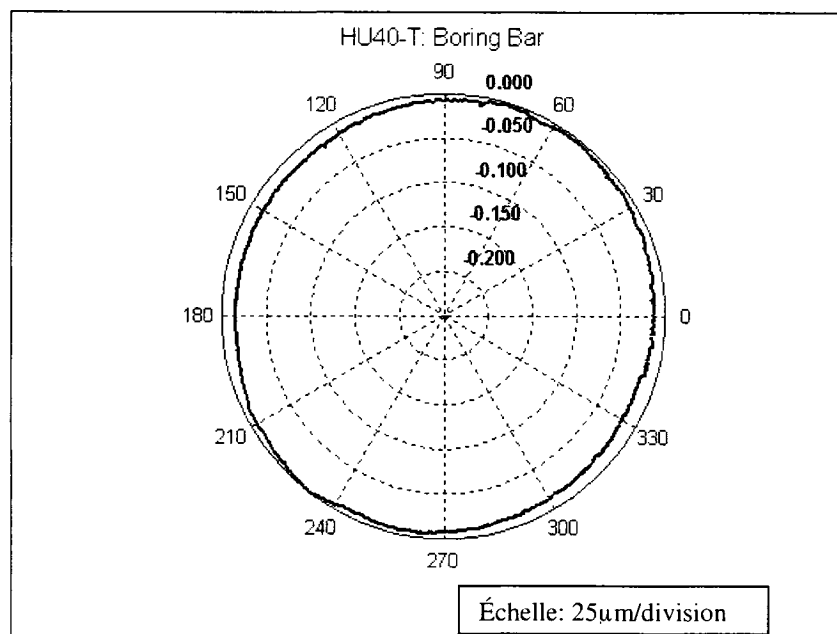


Figure B.82: Résultats des tests d'usinage pour la HU40-T par barre à aléser pour une vitesse d'avance de 165,8mm/min (BB1)

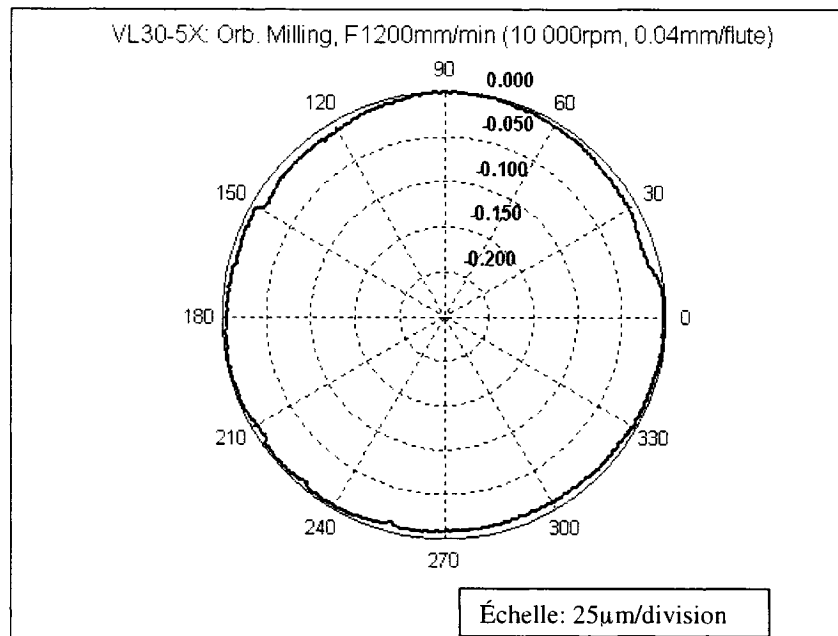


Figure B.83: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 1200mm/min (OM1)

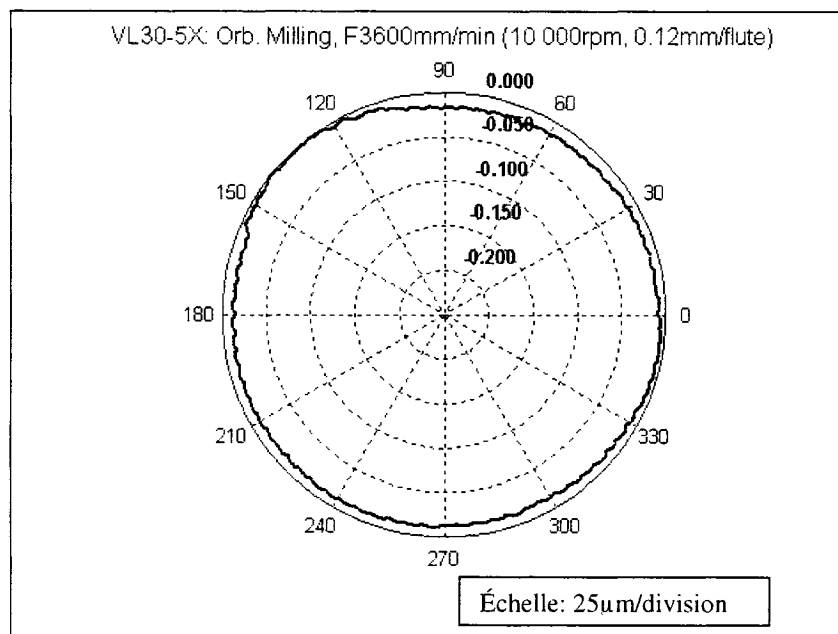


Figure B.84: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 3600mm/min (OM2)

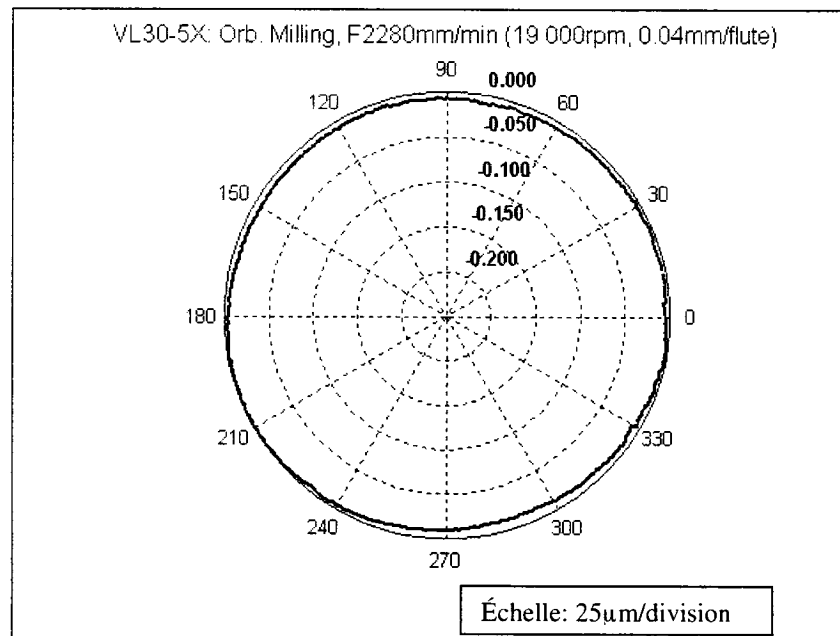


Figure B.85: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 2280mm/min (OM3)

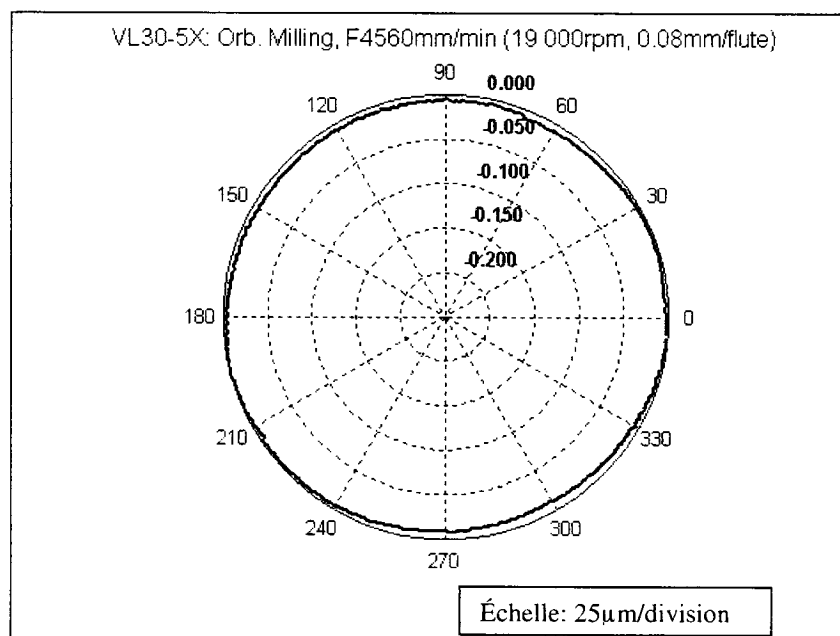


Figure B.86: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 4560mm/min (OM4)

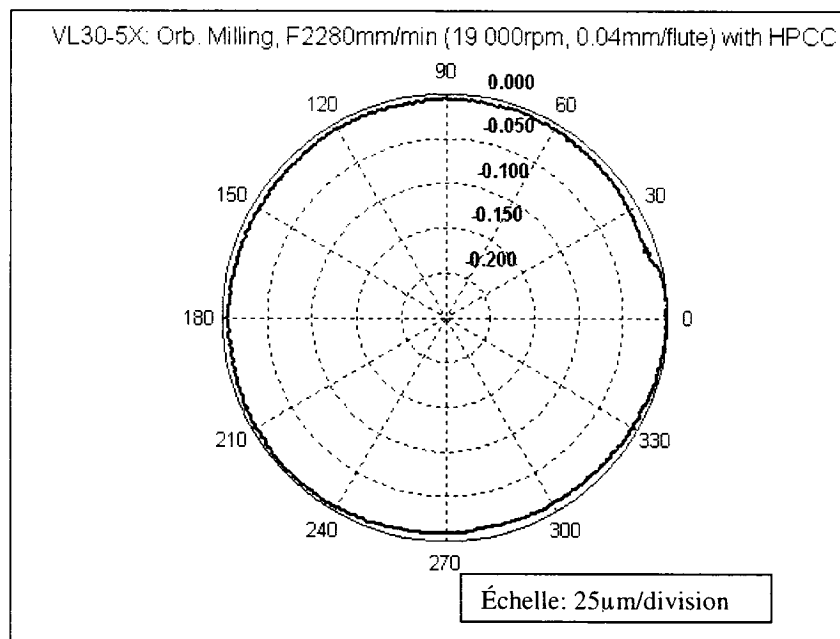


Figure B.87: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 2280mm/min (OM5)

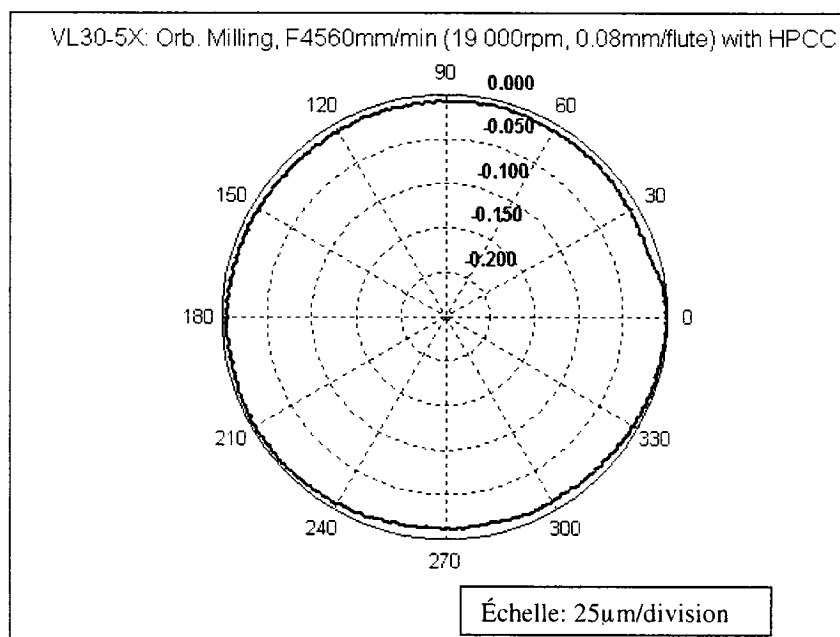


Figure B.88: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par fraisage orbital pour une vitesse d'avance de 4560mm/min (OM6)

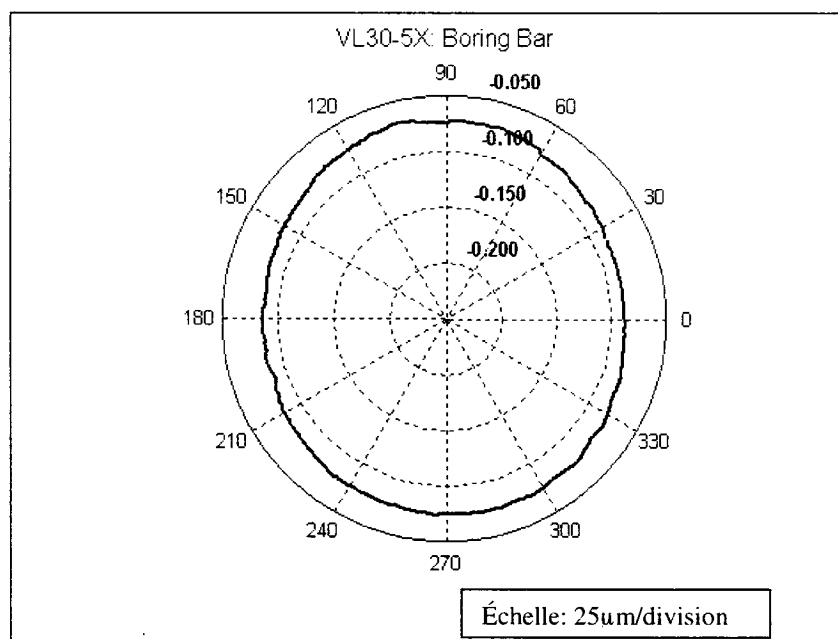


Figure B.89: Résultats des tests d'usinage pour la VL30-5X par barre à aléser pour une vitesse d'avance de 165,8mm/min (BB1)